

**MINISTÉRIO DA DEFESA
EXÉRCITO BRASILEIRO
DEPARTAMENTO DE CIÊNCIA E TECNOLOGIA
INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA
CURSO DE MESTRADO EM ENGENHARIA DE DEFESA**

EMERSON COELHO MENDONÇA

**PILOTO AUTOMÁTICO DE DIREÇÃO APLICADO A UM
VEÍCULO AUTÔNOMO SUBMARINO**

**Rio de Janeiro
2020**

EMERSON COELHO MENDONÇA

**PILOTO AUTOMÁTICO DE DIREÇÃO APLICADO A UM
VEÍCULO AUTÔNOMO SUBMARINO**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Defesa do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia de Defesa.

Orientadores: Antônio Eduardo Carrilho Cunha
Marcos Ferreira Duarte Pinto

Rio de Janeiro

2020

©2020

INSTITUTO MILITAR DE ENGENHARIA

Praça General Tibúrcio, 80 – Praia Vermelha

Rio de Janeiro – RJ CEP: 22290-270

Este exemplar é de propriedade do Instituto Militar de Engenharia, que poderá incluí-lo em base de dados, armazenar em computador, microfilmар ou adotar qualquer forma de arquivamento.

É permitida a menção, reprodução parcial ou integral e a transmissão entre bibliotecas deste trabalho, sem modificação de seu texto, em qualquer meio que esteja ou venha a ser fixado, para pesquisa acadêmica, comentários e citações, desde que sem finalidade comercial e que seja feita a referência bibliográfica completa.

Os conceitos expressos neste trabalho são de responsabilidade do autor e dos orientadores.

Mendonça, Emerson Coelho

Piloto Automático de Direção Aplicado a um Veículo Autônomo Submarino
/ Emerson Coelho Mendonça. – Rio de Janeiro, 2020.

94 f.

Orientadores: Antônio Eduardo Carrilho Cunha.

Marcos Ferreira Duarte Pinto.

Dissertação (mestrado) – Instituto Militar de Engenharia, Engenharia de Defesa,
2020.

1. piloto automático. 2. controle deslizante. 3. guiagem. I. Cunha, Antônio
Eduardo Carrilho, orient. II. Pinto, Marcos Ferreira Duarte, orient. III. Piloto
automático de direção aplicado a um veículo autônomo submarino.

EMERSON COELHO MENDONÇA

**Piloto Automático de Direção Aplicado a um Veículo
Autônomo Submarino**

Dissertação de Mestrado apresentada ao Programa de Pós-graduação em Engenharia de Defesa do Instituto Militar de Engenharia, como requisito parcial para a obtenção do título de Mestre em Ciências em Engenharia de Defesa.

Orientadores: Antônio Eduardo Carrilho Cunha
Marcos Ferreira Duarte Pinto

Aprovado em Rio de Janeiro, 24 de janeiro de 2020, pela seguinte banca examinadora:

Antônio Eduardo Carrilho da Cunha - Dr. Eng. do IME - Presidente

Marcos Ferreira Duarte Pinto - D.Sc. do IME

Carlos Renato Caputo Durão - D.Sc do IPqM

Paulo Cesar Pellanda - Dr. ENSAE do IME

Rio de Janeiro

2020

*Este trabalho é dedicado às crianças adultas que,
quando pequenas, sonharam em se tornar cientistas.*

AGRADECIMENTOS

Agradeço primeiramente a Deus por permitir a realização de mais um sonho em minha vida pessoal e profissional. Agradeço a todos os professores dos quais eu tive o privilégio de poder compartilhar preciosos momentos de aprendizado.

Agradecimentos especiais são direcionados à minha família; minha esposa que esteve ao meu lado o tempo todo, suportando minhas falhas e ausências em alguns momentos; e à minha filha, que com sua doçura e carinho me motivaram para seguir em frente. As duas são minhas fontes de amor e inspiração, fornecendo sempre o combustível necessário para perseguir meus objetivos. Amo demais as duas, sem vocês nada disso seria possível.

Agradeço ao meu orientador, Marcos Pinto, por me ajudar nessa caminhada desde o início. Mesmo após sua aposentadoria manteve o compromisso comigo, me apoiando e orientando até a conclusão.

Aos meus pais, que me deram a vida e que com seu amor, mesmo de longe, sempre me incentivaram nos estudos e apoiaram minhas decisões. Quisera o destino que eu me separasse de vocês de uma forma que eu não planejava. Por isso tento sempre fazer valer a pena. Espero que os tenha deixado felizes, principalmente a meu pai, a quem rezo por saúde e a quem dedico essa vitória.

*“Não vos amoldeis às estruturas deste mundo,
mas transformai-vos pela renovação da mente,
a fim de distinguir qual é a vontade de Deus:
o que é bom, o que Lhe é agradável, o que é perfeito.
(Bíblia Sagrada, Romanos 12, 2)*

RESUMO

Este trabalho aborda a modelagem dinâmica, guiagem e o controle do piloto automático de direção do Darpa Suboff ML02, um Veículo Submarino Autônomo (AUV - *Autonomous Underwater Vehicle*) em formato de torpedo fabricado pelo Laboratório de Hidrodinâmica da Diretoria de Desenvolvimento Nuclear da Marinha. O modelo foi desenvolvido considerando as características físicas do casco, bem como o movimento desacoplado com três graus de liberdade (DOF - *Degree of Freedom*). Por ser um projeto em desenvolvimento, a implementação do piloto automático de direção possibilitará a execução de manobras no plano horizontal que, por sua vez, é a principal contribuição deste trabalho. A técnica de controle em modo deslizante (SMC - *Sliding Mode Control*) foi escolhida em função de sua robustez as incertezas paramétricas associadas às dinâmicas não modeladas e rejeição aos distúrbios externos. O método de guiagem adotado é baseado na guiagem pela linha de visada do veículo (LOS - *Line of Sight*). As trajetórias foram geradas a partir de métodos de interpolação cúbica para interligar os *waypoints* pré-programados. São apresentadas simulações dos blocos de guiagem, controle e navegação do projeto para o rastreamento das trajetórias propostas, incluindo a presença de correntes marítimas e variações paramétricas do modelo. Os resultados apresentaram uma boa performance de rastreamento das trajetórias pré-programadas, mesmo na presença de distúrbios associados ao ambiente de operação do veículo.

Palavras-chave: piloto automático, controle deslizante, guiagem.

ABSTRACT

This work deals with the dynamic modeling, guidance and autopilot control of the Darpa Suboff ML02, a torpedo shape Autonomous Underwater Vehicles manufactured by Hydrodynamics Laboratory of Marine Nuclear Development Board. The model was develop considering the physical characteristics of the hull as well as the uncoupled movement with three degrees of freedom. As it is a project under development, the implementation of steering autopilot will allow the execution of maneuvers in the horizontal plane, which is the main contribution of this work. The Sliding Mode Control technique was chosen because of its robustness to the parametric uncertainties associated with unmodeled dynamics and rejection of external disturbances. The guidance method adopted is based on the vehicle's line of sight guidance. The trajectories was created from cubic interpolation to interconnect the preprogrammed waypoints. Design guidance, control and navigation block simulations are presented for tracking proposed trajectories, including sea currents and parametric model variations. The results showed good tracking performance of pre-programmed trajectories, even in the presence of disturbances associated with the vehicle operating environment.

Palavras-chave: autopilot, sliding mode control, guidance.

LISTA DE ILUSTRAÇÕES

Figura 1 – Diagrama de blocos GNC de um AUV - Adaptado de (1)	21
Figura 2 – Ângulos e movimentos associados ao AUV.	24
Figura 3 – Ação das forças gravitacional e de flutuação agindo no veículo (1).	31
Figura 4 – Diagrama de blocos do modelo dinâmico do veículo.	36
Figura 5 – Guiagem da LOS. (Adaptado de (1))	38
Figura 6 – Círculo de comutação do ponto de referência.	39
Figura 7 – Trajetória gerada.	40
Figura 8 – Diagrama de blocos da guiagem pela LOS.	40
Figura 9 – Perfil do Darpa Suboff (modelo original sem escala)	42
Figura 10 – Interpretação gráfica do plano de deslizamento (Adaptado de (2)).	45
Figura 11 – Efeito <i>chattering</i> ou excesso de chaveamento (2).	49
Figura 12 – Função saturação.	50
Figura 13 – Controle Deslizante (1).	51
Figura 14 – Trajetória geradas	57
Figura 15 – Diagrama de Malha Fechada.	57
Figura 16 – Rastreamento das trajetórias sem os ruídos da medição pelo SNI.	59
Figura 17 – Saturação do leme.	60
Figura 18 – Piloto automático de direção do Darpa Suboff ML02.	61
Figura 19 – Controle de direção.	61
Figura 20 – Comparação entre as taxas de aproximação: (a) função <i>tanh</i> sem 20σ , (b) função <i>Sign</i> com 20σ	62
Figura 21 – Calcula a posição do veículo.	62
Figura 22 – Comparação sinal de comando do leme: (a) função <i>tanh</i> sem 10σ , (b) função <i>sign</i> com 10σ	63
Figura 23 – Rastreamento das trajetórias com as posições estimadas pelo SNI.	64
Figura 24 – Rastreamento da trajetória 1 com corrente de 0.5 m/s.	65
Figura 25 – Rastreamento das trajetórias com as posições estimadas pelo SNI.	66
Figura 26 – Variação dos parâmetros em $\pm 5\%$	67
Figura 27 – Variação dos parâmetros em $\pm 10\%$	68
Figura 28 – Variação dos parâmetros em $\pm 20\%$	69
Figura 29 – Erro de Y variando no tempo.	70
Figura 30 – Esferoide prolato	81
Figura 31 – Diagrama geral.	90
Figura 32 – Controle de direção.	91
Figura 33 – Modelo dinâmico do plano lateral.	91

Figura 34 – Modelo dinâmico para <i>surge</i>	91
Figura 35 – Módulo [N,E].	92
Figura 36 – Guiagem LOS.	92
Figura 37 – Target LOS.	93
Figura 38 – Banco de dados de waypoints.	93

LISTA DE TABELAS

Tabela 1 – Notação da SNAME(1950) para veículos marítimos (3).	22
Tabela 2 – Comparação das principais medidas (4).	41
Tabela 3 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações.	56
Tabela 4 – Condições iniciais.	58
Tabela 5 – Variação dos parâmetros do modelo.	66
Tabela 6 – Erro máximo percentual.	70
Tabela 7 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações.	81
Tabela 8 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações.	81
Tabela 9 – Coeficientes de massa adicionada.	82

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

LABHIDRO	Laboratório de Hidrodinâmica
DDNM	Diretoria de Desenvolvimento Nuclear da Marinha
IPqM	Instituto de Pesquisas da Marinha
USV	Unmanned Surface Vehicle
UUV	Unmanned Underwater Vehicle
AUV	Autonomous Underwater Vehicle
MB	Marinha do Brasil
SNI	Sistema de Navegação Inercial
DOF	Degree of Freedom
CFD	Computational Fluid Dynamics
CTMSP	Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo
LOS	Line of Sight
GNC	Guiagem, Navegação e Controle
SNAME	Society of Naval Architects and Marine Engineers
DTRC	David Taylor Research Center
ECI	Earth-Centered Inertial
ECEF	Earth-Centered, Earth-Fixed
NED	North-East-Down
DTRC	David Taylor Research Center
PD	Proporcional-Derivativo
SMC	Sliding Mode Control
SIMS	Single-Input, Multiple States
SISO	Single-Input, Single-Output
VSC	Variable Structure Controller
LQR	Linear Quadratic Regulator

LISTA DE SÍMBOLOS

b	Referencial do corpo
e	Referencial da Terra
i	Referencial Inercial
n	Referencial da Navegação Geográfico
ϕ	Ângulo de rolagem denominado roll
θ	Ângulo de arfagem denominado pitch
ψ	Ângulo de conteira denominado yaw ou heading
η	Vetor de posição ou atitude do veículo
ν	Vetor de velocidade do veículo
τ	Forças e momentos que agem sob o veículo
$\dot{\eta}$	Derivada do vetor de posição do veículo
J_{η}	Matriz de transformação de coordenadas
Θ_{nb}	Ângulos de Euler entre $\{n\}$ e $\{b\}$
$v_{b/n}^e$	Velocidade linear de $\{n\}$ com relação a $\{b\}$ expresso em $\{e\}$
$w_{b/n}^b$	Velocidade angular de $\{b\}$ com relação a $\{n\}$ expressa em $\{b\}$
$s\phi$	Seno de ϕ
$c\phi$	Cosseno de ϕ
$t\theta$	Tangente de θ
r_g	Vetor de define as coordenadas do centro de gravidade do veículo
M	Matriz de inércia
M_{RB}	Matriz de inércia do corpo rígido
M_A	Matriz de inércia da massa adicionada
$C(\nu)$	Matriz de efeito Coriolis e centrípeta

$C_{RB}(\nu)$	Matriz de efeito Coriolis e centrípeta do corpo rígido
C_A	Matrix das forças hidrodinâmicas de Coriolis e centrípeta devido a inércia adicionada
$D(\nu)$	Matriz de amortecimento
$D_q(\nu)$	Matriz de coeficientes hidrodinâmicos de arrasto quadrático
$g(\nu)$	Forças e momentos de restauração
τ_{RB}	Forças e momentos externos que atuam no corpo rígido
$S(\cdot)$	Matriz anti-simétrica
I_0	Matriz de inércia com relação a origem do veículo
I_{3x3}	Matriz identidade 3x3
m	Massa do veículo
∇	Volume de fluido deslocado
ρ	Densidade da água
$Y_{\dot{u}}$	Força da massa hidrodinâmica adicionada Y ao longo do eixo y devido a aceleração \dot{u} em direção ao eixo x
W	Força peso
B	Força de flutuabilidade
g	Aceleração da gravidade
CG	Centro de gravidade
CB	Centro de flutuabilidade
CO	Centro de origem do referencial do corpo {b}
f_g^b	Força peso expressa no referencial do corpo
f_b^b	Força de flutuação expressa no referencial do corpo
r_g^b	Vetor de coordenadas do centro de gravidade expresso no referencial do corpo
$diag$	Matriz diagonal
\overline{BG}	Distância entre CB e CG
Φ	Largura de banda ou camada limite

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	17
1.1	Motivação e Objetivos	18
1.2	Revisão Bibliográfica	18
1.3	Estrutura da Dissertação	20
2	FUNDAMENTOS TEÓRICOS	21
2.1	Modelamento Dinâmico	22
2.1.1	Transformação das Velocidades Lineares	25
2.1.2	Transformação das Velocidades Angulares	25
2.1.3	Equações de Movimento do Corpo Rígido	26
2.1.4	Equações Dinâmicas de Movimento não Lineares para 6–DOF	27
2.2	Forças e Momentos Hidrodinâmicos	28
2.2.1	Massa Adicionada	29
2.2.2	Amortecimento Hidrodinâmico	30
2.2.3	Forças e Momentos de Restauração	31
2.3	Simplificações do Modelo	32
2.3.1	Considerações a respeito da Massa Adicionada	32
2.3.2	Veículos Submarinos com Flutuabilidade Neutra	33
2.3.3	Desacoplamento do Plano Lateral e Longitudinal	34
2.4	Guiagem	36
2.4.1	Guiagem do Veículo Autônomo Submarino	37
2.4.2	Gerador de Trajetória	39
3	DESCRIÇÃO DO VEÍCULO	41
3.1	Descrição Preliminar	41
3.2	Modelo Darpa Suboff	42
4	CONTROLE DE MOVIMENTO DO VEÍCULO	44
4.1	Controle de Modo Deslizante	44
4.1.1	Superfície Deslizante	45
4.1.2	Lei de Controle	46
4.1.3	Efeito Chattering	48
4.2	Cálculos de Malha Fechada	50
4.3	Projeto de Controle do Piloto Automático do AUV Darpa ML02	53
5	SIMULAÇÕES	56

5.1	Gerador de Trajetória	56
5.2	Rastreamento de Trajetória	58
5.3	Simulação do GNC	60
5.4	Validação do Projeto	63
5.4.1	Posição Estimada pelo SNI	63
5.4.2	Distúrbios e Correntes Marítimas	64
5.4.3	Variação Paramétrica do Modelo	66
5.4.4	Erro de rastreamento	69
6	CONSIDERAÇÕES FINAIS	72
6.1	Sugestões de trabalhos futuros	73
	REFERÊNCIAS	75
	APÊNDICE A – DADOS DO DARPA SUBOFF ML-02	80
A.1	Descrição Geral	80
A.1.1	Parâmetros Físicos	80
A.2	Coeficientes de Massa Adicionada	81
	APÊNDICE B – CÓDIGO FONTE DO MATLAB	83
B.1	Programa Principal	83
B.2	Função wp.m	89
B.3	circulo.m	90
B.4	Diagramas do Simulink	90
	APÊNDICE C – BARBALAT'S LEMMA	94

1 INTRODUÇÃO

O Brasil possui dimensões e diversidades geográficas, econômicas, sociais e de infraestruturas críticas em que é evidente a importância do emprego de veículos autônomos, militares ou civis, em missões relacionadas à inteligência, vigilância, reconhecimento, sensoriamento remoto, mapeamento e proteções de reservas minerais e no apoio a operações policiais, de busca e salvamento.

O mar territorial brasileiro, denominado Amazônia Azul, possui grande importância estratégica justificada pelos imensos recursos minerais ainda inexplorados. Assim, torna-se necessário estabelecer respaldo jurídico sobre essa área junto aos organismos internacionais, pois sua defesa e legítima exploração são essenciais à soberania nacional. A área oceânica brasileira é quase tão grande quanto a floresta amazônica, que cobre boa parte do nosso território brasileiro. Devido às dificuldades e riscos que impõem à vida humana, a exploração dos oceanos é uma área de grande interesse para a aplicação de veículos autônomos de superfície (USV - *Unmanned Surface Vehicle*) e subaquáticos (UUV - *Unmanned Underwater Vehicle* ou AUV - *Autonomous Underwater Vehicles*).

Em aplicações militares navais o uso de USV e UUV denotam uma forte vantagem tática, uma vez que representam uma extensão do navio de guerra e são componentes essenciais para o sucesso das missões da força naval, permitindo aumentar a capacidade operacional da frota estendendo o potencial de vigilância e intervenção.

Com o avanço da tecnologia os veículos autônomos têm se tornado capazes de desempenhar atividades cada vez mais diversas, reduzindo a exposição da vida humana às situações de risco e permitindo ampliar o conhecimento acerca do ambiente marinho (5).

Nos últimos anos, devido à necessidade de desenvolvimento civil e militar dos AUV, esta área de conhecimento foi amplamente desenvolvida. Além de realizar múltiplas operações, esses veículos podem ser usados para exploração de petróleo, pesquisa de recursos minerais do leito marinho, operações de salvamento, colocação e inspeção de tubulações, instalação e inspeção de cabos, aquacultura marinha, inspeção de barragens de reservatórios fluviais e campos militares (6).

Desta forma, o campo da robótica marinha tem se destacado com soluções próprias, com pesquisas em instituições dedicadas a seu desenvolvimento. Neste contexto, o Laboratório de Hidrodinâmica (LABHIDRO) da Diretoria de Desenvolvimento Nuclear da Marinha (DDNM), em parceria com o Instituto de Pesquisas da Marinha (IPqM) vêm desenvolvendo um Veículo Autônomo Submarino para testes de sensores diversos e obtenção de dados de interesse da Marinha do Brasil (MB). Além destes, a aplicação deste AUV poderá ser realizada para coleta de dados oceanográficos, levantamento hidrográ-

ficos/geológicos de recursos submarinos/fluviais, monitoramento ambiental, inspeção de instalações submarinas (pontes, usinas, etc).

1.1 Motivação e Objetivos

A construção de um AUV é um trabalho exaustivo e demorado, no qual a maioria dos testes é executada em laboratório. Testar equipamentos em ambiente aquático nem sempre é aplicável e lógico por conta do risco de perder equipamentos valiosos e de danos à saúde do pessoal envolvido. Assim, uma solução efetiva e barata pode ser implementada através da simulação dos sistema para testes.

O objetivo principal do trabalho é desenvolver e simular um controlador para o piloto automático de direção do veículo de modo a permitir executar manobras no plano horizontal. O piloto automático opera de forma integrada com o gerador de trajetórias, recebendo os dados estimados de posição, rumo e atitude do veículo através do sistema de navegação inercial embarcado. O modelo dinâmico do veículo foi formulado com base nos conceitos apresentados no Capítulo 2 desta dissertação.

Um dos objetivos desse AUV é permitir desenvolver e comparar configurações de hélice, bem como levantar os coeficientes hidrodinâmicos do modelo. Uma hélice submarina deve ter uma alta eficiência e emitir baixo ruído. Uma vez que o veículo possua capacidade para executar manobras, será possível coletar dados que irão subsidiar a pesquisa na área, bem como permitir a comparação com os dados simulados em Barnack et al.(4).

1.2 Revisão Bibliográfica

Os trabalhos relacionados nessa seção apresentam uma síntese dos aspectos relevantes da bibliografia que, servirá como base para o desenvolvimento deste trabalho.

Em Chen, Kouh e Tsai(7), é apresentado um simulador para AUV com capacidade de planejamento de trajetória. O sistema gerador de trajetória gera automaticamente os caminhos de curvatura contínua com base em uma classe de interpolação cúbica B-spline. O sistema de guiagem do simulador inclui algoritmos de LOS (*Line of Sight*) e implementa um controle Proporcional Derivativo (PD). O sistema de piloto automático do AUV integra o gerador de trajetória com configuração de *waypoints* limitado pela habilidade de manobra, um controlador PD para a orientação da LOS e um sistema de navegação baseado em quaternion com 6-DOF. Foram realizadas comparações analíticas de três métodos diferentes da trajetória gerada e analisadas após as simulações.

Estimar os parâmetros hidrodinâmicos de um AUV de forma precisa não é um processo fácil, pois depende de ensaios com o veículo em tanques de provas em condições controladas (8). Além das imprecisões do modelo é preciso lidar com possíveis distúrbios

do ambiente de operação do veículo, tais como vento, ondas ou correntes marítimas. Uma alternativa para identificação dos coeficientes hidrodinâmicos de um AUV é possível por meio de testes para modelos autopropelidos. Em (9), o uso de técnicas de identificação para o modelo dinâmico é utilizado através de uma relação determinística e estocástica aplicada ao sinal de taxa de guinada na execução de manobras em zigue-zague. Os dados coletados foram utilizados para estimar e validar os coeficientes do modelo de Nomoto (10) e análise de regressão por métodos estocásticos e de mínimos quadrados (11). Em (12), é realizado o teste clássico de decaimento livre baseado no movimento pendular de um ROV construído em escala. A comparação dos dados experimentais com os simulados validam o método para identificação dos coeficientes de massa adicionada e de arrasto do modelo.

Uma outra opção são os métodos baseados nas simulações de CFD, *Computational Fluid Dynamics*. Estes representam uma solução menos dispendiosa que pode fornecer uma boa previsão quando aplicada corretamente. Entretanto, necessitam de dados de testes experimentais para validação de resultados (9).

Devido ao exposto acima, é comum a prática de métodos de controle robusto, em particular o Método de Controle Deslizante (SMC, acrônimo de *Sliding Mode Control*), tanto para controle de profundidade quanto de direção. O controle de modo deslizante é um subconjunto da classe de controle de estrutura variável (VSC) e que tem como característica a estratégia de chaveamento entre sistemas com estruturas diferentes gerando assim uma lei de controle descontínua (13) (14).

O trabalho de Healey e Lienard(15) é um dos mais relevantes quanto a aplicação desta técnica em um veículo autônomo submarino. O piloto automático multivariado considerando o movimento desacoplado obteve resultados experimentais satisfatórios. Uma abordagem pragmática comum, aplicada a veículos de corpo esguio, consiste em projetar três controles desacoplados para os planos lateral, longitudinal e controle de profundidade. Essa abordagem também pode ser encontrada em (16), (17) e (18). Aplicações mais recentes de SMC em AUV estão presentes nos trabalhos de (19), (20), (21), (22). Além do controle deslizante, diversos métodos vêm sendo empregados no controle de movimento para AUV, tais como H_∞ (23), controle fuzzy (24) (25), controle adaptativo (26) (27), controle ótimo (28), dentre outros, incluindo suas combinações.

O método de guiagem da LOS foi identificado como sendo o mais utilizado em AUV subatuado (número de DOF é maior que o número de atuadores), devido à falta de propulsor lateral, como é o caso dos AUV em formato de torpedo. Este método está presente em (6), (29), (30) e (31).

Em Whang e Hwang(32), um algoritmo de guiagem baseado no acompanhamento de linhas retas que interligam os *waypoints* é proposto. O ponto de chaveamento dos *waypoints* é calculado através de um regulador linear quadrático (LQR) em que o ponto de mudança é derivado, minimizando as acelerações necessárias para mudança de *waypoints*.

Breivik e Fossen(33) trazem uma visão geral das leis de guiagem aplicadas ao controle de movimento de AUV, abordando uma revisão das leis clássicas originadas da literatura para orientação de mísseis e apresentando duas novas ideias que o autor chama de *encloused-based*, utilizada no controle de movimento de navios (34), e *lookahead-based* (35) que faz referência com a literatura de guiagem voltadas para mísseis.

Sfahani, Vali e Behnamgol(19) utilizam a lei de orientação pura, amplamente utilizada no setor militar e na guiagem de robôs aéreos, para guiar um veículo autônomo submarino. O objetivo principal é voltado para aplicações de rastreamento de oleodutos submarinos, muito comum na indústria de petróleo. Um controle deslizante é implementado na tentativa de se aproximar das condições reais e considerar incertezas do sistema. O controle é ajustado com base no erro gerado na saída, uma vez que alguns dos fatores não lineares da dinâmica não modelada do sistema são desconsiderados.

Repoulias e Papadopoulos(36), abordam o problema combinado de planejamento da trajetória e controle de rastreamento para AUV subatuados no plano horizontal. O algoritmo de planejamento usa a dinâmica do veículo para calcular a orientação de referência e as velocidades fixas do corpo. O erro de rastreamento é forçado a uma vizinhança arbitrariamente pequena utilizando técnicas de *backstepping*. Simulações foram realizadas, considerando velocidade constante, tanto para trajetória circular quanto para senoidal. As simulações também contemplam a robustez paramétrica na apresentação da performance de rastreamento.

1.3 Estrutura da Dissertação

Durante o desenvolvimento dos trabalhos realizados, optou-se por dividir a dissertação em seis capítulos, as referências bibliográficas e os apêndices.

No capítulo 2, apresentam-se os conceitos teóricos a respeito das equações matemáticas do modelo dinâmico do AUV, bem como a técnica de guiagem baseada na linha de visada do veículo e a geração de trajetória de referência a ser rastreada.

No capítulo 3, apresenta-se a descrição física do veículo autônomo submarino utilizado neste trabalho.

No capítulo 4, apresenta-se a estratégia de controle robusto para implementação do piloto automático de direção.

No capítulo 5, apresentam-se os resultados e análises obtidos com as simulações para verificação do rastreamento da trajetória desejada, após aplicação do controle.

No capítulo 6, apresentam-se as conclusões e comentários finais a respeito do trabalho, bem como sugestões de melhorias para trabalhos futuros. Em seguida, as referências bibliográficas e apêndices.

2 FUNDAMENTOS TEÓRICOS

O *autopilot* ou piloto automático é responsável pelo rastreamento da trajetória desejada por meio da comparação entre os estados correntes, medidos pelo sistema de navegação inercial (SNI), e a trajetória programada (modelo de referência) para a execução dos algoritmos de controle que comandam o sequenciamento das manobras pré-programadas ou não do AUV. Quando submerso, devido a dificuldade de propagação das ondas eletromagnéticas, a comunicação do veículo em tempo real não é possível. O piloto automático é o subsistema para controlar uma aeronave, embarcações marítimas ou outros veículos, sem intervenção humana constante, através da manutenção contínua dos estados de referência, tais como a posição, atitude, velocidades e acelerações desejadas, os quais serão utilizados pelo sistema de controle de movimento.

Um sistema de controle de movimento é geralmente constituído de três blocos independentes designados como sistemas de guiagem, navegação e controle (GNC). Estes sistemas interagem uns com os outros através de dados e transmissão de sinais. O piloto automático no estado da arte é um sistema de GNC que consiste de um modelo de referência (sistema de guiagem), SNI (sistema de navegação) e do *autopilot* (sistema de controle) como ilustrado na Figura 1 (1).

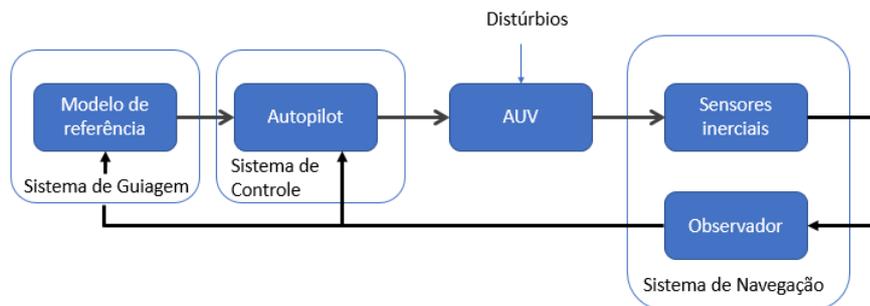


Figura 1 – Diagrama de blocos GNC de um AUV - Adaptado de (1)

Guiagem é o processo de decidir como guiar o veículo até seu destino. Ela deve assegurar que a trajetória percorrida será mantida apesar das mudanças que podem ocorrer no ambiente. Navegação é o processo de determinar a posição, velocidade e atitude do veículo no espaço. Um Sistema de Navegação Inercial (SNI) se baseia nas leis da mecânica de Newton para medir acelerações e variações angulares através de sensores inerciais (acelerômetros e giroscópios). Controle é o processo de implementar os comandos de guiagem para atingir as deflexões dos motores ou mudanças nas acelerações de modo a manter a atitude do veículo comandada pela guiagem.

Para propor um projeto de piloto automático de direção para um AUV é necessário

definir primeiramente o modelo matemático para o veículo. Na literatura, os modelos relativos ao tratamento dinâmico e hidrodinâmico de AUV foram aprimorados após os desenvolvimentos da Segunda Guerra Mundial, notadamente na pesquisa científica subaquática nos campos da vida marinha e mineração submarina. Ainda assim, as equações clássicas, que são utilizadas até hoje, são as de Gertler e Hagen(37), Feldman(38), Fossen e Fjellstad(39), (7).

Ao se tratar de modelagem de veículos aquáticos, um autor se destaca: Thor Fossen. Seus livros (40) e (1) são referências para trabalhos de modelagem e controle de veículos aquáticos. Portanto, o modelo apresentado por Fossen para veículos autônomos submarinos com 6-DOF (acrônimo de *Degree of Freedom*) servirá de referência para este trabalho.

2.1 Modelamento Dinâmico

O modelo mais aceito e utilizado pela comunidade científica tem sua origem nos trabalhos realizados pelo *David Taylor Research Center* (DTRC), em pesquisas para a marinha americana (37) com o propósito de subsidiar simulações de trajetória e resposta para submarinos com 6-DOF. O modelo consiste de equações diferenciais não lineares, considerando os termos acoplados e com coeficientes constantes.

Antes de apresentar as equações do modelo é conveniente definir a nomenclatura dos termos que serão utilizados. A notação adotada para apresentação do modelo será baseada na notação estabelecida pela Sociedade de Arquitetos Navais e Engenheiros Marinheiros, em (3). A nomenclatura proposta padroniza os movimentos dos veículos aquáticos e é amplamente utilizada em navios, submarinos e estruturas *offshore* de forma geral. A Tabela 1 apresenta as variáveis utilizadas para os respectivos movimentos.

Tabela 1 – Notação da SNAME(1950) para veículos marítimos (3).

DOF		Forças e Momentos	Velocidades lin/ang	Posições e Âng. de Euler
1	Movimentos na direção x (<i>surge</i>)	X	u	x
2	Movimentos na direção y (<i>sway</i>)	Y	v	y
3	Movimentos na direção z (<i>heave</i>)	Z	w	z
4	Rotação sob o eixo x (<i>roll</i>)	K	p	ϕ
5	Rotação sob o eixo y (<i>pitch</i>)	M	q	θ
6	Rotação sob o eixo z (<i>yaw</i>)	N	r	ψ

A rotação sob o eixo z, denominada *yaw*, também é conhecida com *heading*, ângulo de guinada ou direção. O movimento de um veículo é composto por 6 coordenadas independentes, sendo 3 para posição e 3 para atitude. Ao analisar o movimento de uma

embarcação com 6-DOF, é conveniente definir inicialmente os sistemas de coordenadas. As definições dos referenciais podem ser encontradas em (41).

- Referencial Inercial (ECI - *Earth-Centered Inertial*) - denotado pelas coordenadas (x_i, y_i, z_i) , encontra-se centrado na Terra e parado em relação a uma estrela. O eixo X aponta para o Sol, passando pelo cruzamento da linha do Equador, seu eixo Z passa pelo polo norte e o eixo Y é orientado segundo a regra da mão direita.
- Referencial da Terra (ECEF - *Earth-Centered, Earth-Fixed*) - denotado pelas coordenadas (x_e, y_e, z_e) , encontra-se centrado no centro de massa da Terra e gira em relação referencial inercial. Seu eixo X passa pelo cruzamento entre a linha do equador e o meridiano de Greenwich, seu eixo Z passa pelo polo norte e seu eixo Y é orientado seguindo a regra da mão direita.
- Referencial Navegacional (NED - *Nort-East-Down*) - denotado pelas coordenadas (x_n, y_n, z_n) , conhecido como sistema de navegação local. Seus eixos são alinhados com as direções Norte, Leste e para baixo. Seu eixo X aponta para o norte geográfico, o eixo Z aponta para o centro da Terra (Geodético) e o eixo Y é orientado segundo a regra da mão direita.
- Referencial do Corpo (*Body-Frame*) - denotado pelas coordenadas (x_b, y_b, z_b) , encontra-se fixo no corpo do veículo. Seu eixo X está associado ao movimento de *roll* no sentido longitudinal do veículo, eixo Z (*yaw*) alinhado com a vertical para baixo e o eixo Y, associado ao movimento de *pitch* fecha o triedro seguindo a regra da mão direita.

A Figura 2 ilustra os ângulos de rotação e os movimentos lineares associados aos respectivos eixos com relação ao referencial fixo do veículo.

Para veículos marítimos, geralmente é assumido que acelerações de um ponto na superfície da Terra podem ser desconsideradas. Isso implica que o movimento da Terra dificilmente afetará veículos marítimos com baixas velocidades. Dessa forma, pode-se considerar o sistemas de coordenadas fixo da Terra como sendo um referencial inercial (40). Baseado na notação apresentada, o movimento geral de um veículo marítimo de 6-DOF pode ser descrito pelos vetores a seguir:

$$\begin{array}{lll}
 \eta = [\eta_1^T, \eta_2^T]^T & \eta_1 = [x, y, z]^T & \eta_2 = [\phi, \theta, \psi]^T \\
 \nu = [\nu_1^T, \nu_2^T]^T & \nu_1 = [u, v, w]^T & \nu_2 = [p, q, r]^T \\
 \tau = [\tau_1^T, \tau_2^T]^T & \tau_1 = [X, Y, Z]^T & \tau_2 = [K, M, N]^T
 \end{array}$$

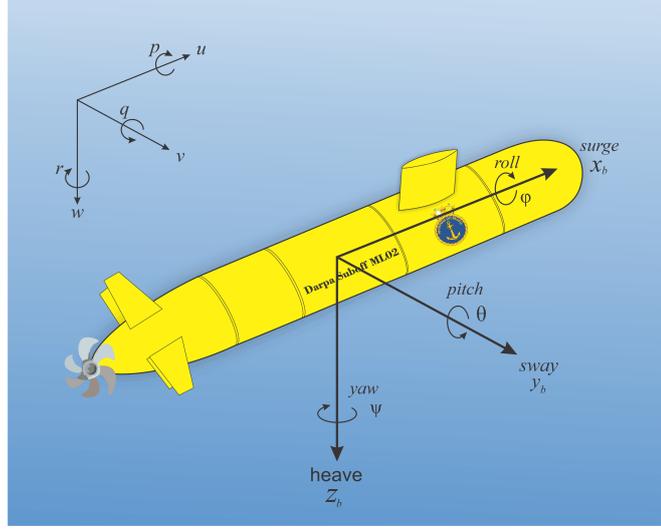


Figura 2 – Ângulos e movimentos associados ao AUV.

onde η denota a posição e o vetor de atitude expresso no referencial inercial, ν denota as velocidades lineares e angulares e τ é usado para descrever as forças e momentos que agem sob o veículo expressos no referencial fixo do corpo.

Para veículos marítimos, a notação a ser adotada para vetores nos sistemas de coordenadas $\{b\}$, $\{e\}$ e $\{n\}$ será, por exemplo:

- $v_{b/n}^e \Rightarrow$ velocidade linear de $\{n\}$ com relação a $\{b\}$ expresso em $\{e\}$;
- $w_{b/n}^b \Rightarrow$ velocidade angular de $\{n\}$ com relação a $\{b\}$ expressa em $\{b\}$;
- $\Theta_{nb} \Rightarrow$ ângulos de Euler entre $\{n\}$ e $\{b\}$.

As notações acima podem ser convenientemente expressas em termos vetoriais de acordo com a Tabela 1, dados por:

$$v_{b/n}^n = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix} \quad w_{b/n}^b = \begin{bmatrix} p \\ q \\ r \end{bmatrix} \quad \Theta_{nb} = \begin{bmatrix} \phi \\ \theta \\ \psi \end{bmatrix}$$

A primeira equação cinemática que descreve a dinâmica do modelo expressa na forma vetorial é dada por:

$$\dot{\eta} = J(\eta)\nu \quad (2.1)$$

$$\begin{bmatrix} \dot{\eta}_1 \\ \dot{\eta}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} J_1(\eta_2) & 0_{3 \times 3} \\ 0_{3 \times 3} & J_2(\eta_2) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \nu_1 \\ \nu_2 \end{bmatrix}$$

onde $J_1(\eta_2)$ é a matriz de transformação de coordenadas para as velocidades lineares e $J_2(\eta_2)$ é a matriz correspondente para as velocidades angulares.

2.1.1 Transformação das Velocidades Lineares

Em aplicações de GNC, é comum o uso da convenção zyx para transformar de $\{n\}$ para $\{b\}$ os termos específicos das rotações dos ângulos de Euler (ϕ, θ, ψ) . Considerando um vetor velocidade expresso no referencial do corpo, $v_{b/n}^b$, o mesmo pode ser expresso no referencial navegacional dado por: $v_{b/n}^n = J_1(\eta_2)v_{b/n}^b$. Considerando a sequência de rotação, zyx teremos:

$$J_1(\eta_2) = \begin{bmatrix} \cos(\psi) & -\text{sen}(\psi) & 0 \\ \text{sen}(\psi) & \cos(\psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \cos(\theta) & 0 & \text{sen}(\theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ -\text{sen}(\theta) & 0 & \cos(\theta) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\phi) & -\text{sen}(\phi) \\ 0 & \text{sen}(\phi) & \cos(\phi) \end{bmatrix}$$

A matriz de rotação é definida pelo produto matricial de três rotações elementares descritas pelos ângulos de Euler (ϕ, θ, ψ) . Portanto, o resultado da matriz de rotação é dada por:

$$J_1(\eta_2) = \begin{bmatrix} c(\theta)c(\psi) & -c(\phi)s(\psi) + s(\phi)s(\theta)c(\psi) & s(\phi)s(\psi) + c(\phi)s(\theta)c(\psi) \\ c(\theta)s(\psi) & c(\phi)c(\psi) + s(\phi)s(\theta)s(\psi) & -s(\phi)c(\psi) + c(\phi)s(\theta)s(\psi) \\ -s(\theta) & s(\phi)c(\theta) & c(\phi)c(\theta) \end{bmatrix} \quad (2.2)$$

onde "s" representa a função seno e "c" cosseno.

2.1.2 Transformação das Velocidades Angulares

O vetor velocidade angular do corpo, $w_{b/n}^b = [p, q, r]^T$, e a derivada do vetor dos ângulos de Euler, $\dot{\Theta}_{nb} = [\dot{\phi}, \dot{\theta}, \dot{\psi}]^T$, são relacionados pela matriz de transformação $J_2(\eta_2)$ dado por (1):

$$\dot{\Theta}_{nb} = J_2(\eta_2)w_{b/n}^b \quad (2.3)$$

onde a matriz de transformação $J_2(\eta_2)$ pode ser derivada por:

$$w_{b/n}^b = \begin{bmatrix} \dot{\phi} \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} + R_{x,\phi}^T \begin{bmatrix} 0 \\ \dot{\theta} \\ 0 \end{bmatrix} + R_{x,\phi}^T R_{y,\theta}^T \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} \quad (2.4)$$

expandindo (2.4) teremos, portanto:

$$J_2^{-1} = \begin{bmatrix} 1 & 0 & -s\theta \\ 0 & c\phi & c\theta s\phi \\ 0 & -s\phi & c\theta c\phi \end{bmatrix} \Rightarrow J_2(\eta_2) = \begin{bmatrix} 1 & s\phi t\theta & c\phi t\theta \\ 0 & c\phi & -s\phi \\ 0 & s\phi/c\theta & c\phi/c\theta \end{bmatrix} \quad (2.5)$$

onde "s" representa a função seno, "c" a função cosseno e "t" a função tangente. Quando $\theta = 90^\circ$ então $J_2(\eta_2)$ é indefinida. Entretanto, isso não será um problema, uma vez que o veículo a ser adotado para o projeto não irá operar na região próxima da singularidade. Uma forma de contornar este problema é utilizar a representação por quaternions.

2.1.3 Equações de Movimento do Corpo Rígido

As equações de movimento do corpo rígido são derivadas das equações de Newton-Euler e formulismos de Lagrange. Antes de apresentar as equações é conveniente definir os componentes, segundo (3), como:

$$f_0 = \tau_1 = [X, Y, Z]^T \text{ - Forças externas}$$

$$m_0 = \tau_2 = [K, M, N]^T \text{ - Momentos}$$

$$v_0 = v_1 = [u, v, w]^T \text{ - Velocidade Linear}$$

$$w = v_2 = [p, q, r]^T \text{ - Velocidade angular}$$

$$r_g = [x_g, y_g, z_g]^T \text{ - Centro de gravidade}$$

O desenvolvimento das equações de movimento para o corpo rígido de forma detalhada podem ser encontradas em (40), (1). Na dinâmica do corpo rígido, são consideradas as forças lineares e rotacionais, relativamente ao sistema de coordenadas fixo à Terra. Aplicando a notação acima, as equações são então definidas como:

$$m [\dot{u} - vr + wq - x_g (q^2 + r^2) + y_g (pq - \dot{r}) + z_g (pr + \dot{q})] = X \quad (2.6)$$

$$m [\dot{v} - wp + ur - y_g (r^2 + p^2) + z_g (qr - \dot{p}) + x_g (qp + \dot{r})] = Y \quad (2.7)$$

$$m [\dot{w} - uq + vp - z_g (p^2 + q^2) + x_g (rp - \dot{q}) + y_g (rq + \dot{p})] = Z \quad (2.8)$$

$$I_x \dot{p} + (I_z - I_y) qr - (\dot{r} + pq) I_{xz} + (r^2 - q^2) I_{yz} + (pr - \dot{q}) I_{xy} + m [y_g (\dot{w} - uq + vp) - z_g (\dot{v} - wp + ur)] = K \quad (2.9)$$

$$I_y \dot{q} + (I_x - I_z) rp - (\dot{p} + qr) I_{xy} + (p^2 - r^2) I_{zx} + (qp - \dot{r}) I_{yz} + m [z_g (\dot{u} - vr + wq) - x_g (\dot{w} - uq + vp)] = M \quad (2.10)$$

$$I_z \dot{r} + (I_y - I_x) pq - (\dot{q} + rp) I_{yz} + (q^2 - p^2) I_{xy} + (rq - \dot{p}) I_{zx} + m [x_g (\dot{v} - wp + ur) - y_g (\dot{u} - vr + wq)] = N \quad (2.11)$$

As primeiras três equações representam os movimentos de translação enquanto que as três últimas representam os movimentos de rotação.

2.1.4 Equações Dinâmicas de Movimento não Lineares para 6–DOF

As equações não-lineares de *Newton-Euler* para 6-DOF podem ser expressa de forma compacta por (40):

$$M\dot{\nu} + C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g(\eta) = \tau \quad (2.12)$$

onde,

$M = M_{RB} + M_A \rightarrow$ Matriz de Inércia (incluindo a massa adicionada);

$C(\nu) = C_{RB}(\nu) + C_A(\nu) \rightarrow$ Matriz dos efeitos centrípeta Coriolis (incluindo a massa adicionada);

$D(\nu) \rightarrow$ Matriz de amortecimento;

$g(\eta) \rightarrow$ Forças e momentos de restauração;

$\tau \rightarrow$ Vetor associado as forças de controle.

As equações do corpo rígido, descritas de (2.6) a (2.11), podem ser escritas de forma compacta como:

$$M_{RB}\dot{\nu} + C_{RB}(\nu)\nu = \tau_{RB} \quad (2.13)$$

onde, $\nu = [u, v, w, p, q, r]^T$ são as velocidades lineares e angulares do corpo e $\tau_{RB} = [X, Y, Z, K, M, N]^T$ é o vetor de forças e momentos externos. A matriz de inércia do corpo rígido tem como propriedade ser definida positiva e é dada por:

$$M_{RB} = M_{RB}^T > 0$$

$$M_{RB} = \begin{bmatrix} mI_{3 \times 3} & -mS(r_g) \\ mS(r_g) & I_0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} m & 0 & 0 & 0 & mz_g & -my_g \\ 0 & m & 0 & -mz_g & 0 & mx_g \\ 0 & 0 & m & my_g & -mx_g & 0 \\ 0 & -mz_g & my_g & I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ mz_g & 0 & -mx_g & -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -my_g & mx_g & 0 & -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix} \quad (2.14)$$

onde $I_{3 \times 3}$ é uma matriz identidade, I_0 é a matriz de inércia com relação ao ponto O (origem do corpo) e $S(r_G)$ é a matriz anti-simétrica dadas por:

$$I_0 = \begin{bmatrix} I_{xx} & -I_{xy} & -I_{xz} \\ -I_{yx} & I_{yy} & -I_{yz} \\ -I_{zx} & -I_{zy} & I_{zz} \end{bmatrix}, \quad I_0 = I_0^T > 0 \quad (2.15)$$

$$S(r_g) = -S^T(r_g) = \begin{bmatrix} 0 & -z_g & y_g \\ z_g & 0 & -x_g \\ -y_g & x_g & 0 \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

A matriz das forças centrípeta Coriolis é sempre uma matriz anti-simétrica, tal que:

$$C_{RB}(\nu) = -C_{RB}^T(\nu) \quad \forall \nu \in \mathbb{R}^6$$

$$C_{RB} = \begin{bmatrix} 0_{3 \times 3} & -mS(\nu_1) - mS(\nu_2)S(r_g) \\ -mS(\nu_1) + mS(r_g)S(\nu_2) & -S(I_0\nu_2) \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

onde $S(\nu_1)$ e $S(\nu_2)$ são parâmetros anti-simétricos para os vetores velocidade ν_1 e ν_2 . Ao contrário de M_{RB} , é possível encontrar na literatura diversas representações para C_{RB} . A representação aqui utilizada está demonstrada em Fossen e Fjellstad(39).

2.2 Forças e Momentos Hidrodinâmicos

Considerando a ausência de ondas e correntezas, as forças e momentos hidrodinâmicos atuantes num veículo submarino quando este é forçado a oscilar em qualquer modo de movimento de corpo rígido são (42):

- Forças de massa adicionada, devido a inércia do fluido;
- Forças de amortecimento hidrodinâmico, devido a viscosidade do fluido; e
- Forças de restauração, devido ao peso e empuxo do veículo.

A soma das três forças citadas resulta na contribuição da força hidrodinâmica total que atua no veículo:

$$\tau_H = \underbrace{-M_A\dot{\nu} - C_A(\nu)\nu}_{\text{massa adicionada}} - \underbrace{D(\nu)\nu}_{\text{amortecimento}} - \underbrace{g(\eta)}_{\text{forças de restauração}} \quad (2.18)$$

onde M_A é a matriz de massas e inércias adicionadas, $C_A(\nu)$ é a matriz centrípeta Coriolis hidrodinâmica, $D(\nu)$ é a matriz de amortecimento hidrodinâmico e $g(\eta)$ é o vetor de forças e momentos de restauração.

O vetor τ_{RB} presente na equação (2.13) é definido, portanto, como a soma de τ_H com as forças e momentos de controle τ , dado por:

$$\tau_{RB} = \underbrace{-M_A\dot{\nu} - C_A(\nu)\nu}_{\text{massa adicionada}} - \underbrace{D(\nu)\nu}_{\text{amortecimento}} - \underbrace{g(\eta)}_{\text{forças de restauração}} + \underbrace{\tau}_{\text{forças de controle}} \quad (2.19)$$

A seguir, serão definidas as matrizes de massa adicionada M_A e $C_A(\nu)$.

2.2.1 Massa Adicionada

Para levar em conta a inércia do fluido ao redor do veículo, ou seja, a transferência de energia cinética entre o veículo e o fluido, emprega-se o conceito de massa adicionada. Os esforços causados pela inércia do fluido no qual o veículo está imerso, geralmente interpretados como massa adicionada, são expressos pela matriz M_A , denominada matriz de inércia adicionada, e pela matriz C_A , que representa as forças hidrodinâmicas centrípeta Coriolis devido à inércia adicionada.

Os coeficientes que compõem estas matrizes são estimados analiticamente a partir da densidade, da viscosidade do fluido e da geometria do veículo. A força de massa adicionada para um movimento harmônico forçado é a força e momento induzido por pressão hidrodinâmica, a qual é proporcional à aceleração do corpo, e definida por (40):

$$M_A = - \begin{bmatrix} X_{\dot{u}} & X_{\dot{v}} & X_{\dot{w}} & X_{\dot{p}} & X_{\dot{q}} & X_{\dot{r}} \\ Y_{\dot{u}} & Y_{\dot{v}} & Y_{\dot{w}} & Y_{\dot{p}} & Y_{\dot{q}} & Y_{\dot{r}} \\ Z_{\dot{u}} & Z_{\dot{v}} & Z_{\dot{w}} & Z_{\dot{p}} & Z_{\dot{q}} & Z_{\dot{r}} \\ K_{\dot{u}} & K_{\dot{v}} & K_{\dot{w}} & K_{\dot{p}} & K_{\dot{q}} & K_{\dot{r}} \\ M_{\dot{u}} & M_{\dot{v}} & M_{\dot{w}} & M_{\dot{p}} & M_{\dot{q}} & M_{\dot{r}} \\ N_{\dot{u}} & N_{\dot{v}} & N_{\dot{w}} & N_{\dot{p}} & N_{\dot{q}} & N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \quad (2.20)$$

onde, por exemplo, todos os elementos da primeira coluna representam as massas e inércias adicionadas no veículo quando este acelera na direção x e com valor \dot{u} . Especificamente, $X_{\dot{u}}$, $Y_{\dot{u}}$ e $Z_{\dot{u}}$ são respectivamente as massas adicionadas nos eixos x, y e z do veículo, e $K_{\dot{u}}$, $M_{\dot{u}}$ e $N_{\dot{u}}$ são respectivamente as inércias adicionadas ao redor dos eixos x, y e z do veículo (8). A força da massa hidrodinâmica adicionada Y ao longo do eixo y devido a aceleração \dot{u} em direção ao eixo x é dado por:

$$Y_{\dot{u}} = \frac{\partial Y}{\partial \dot{u}}$$

Fossen(1) define a matriz hidrodinâmica centrípeta Coriolis como:

$$C_A(\nu) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -a_3 & a_2 \\ 0 & 0 & 0 & a_3 & 0 & -a_1 \\ 0 & 0 & 0 & -a_2 & a_1 & 0 \\ 0 & -a_3 & a_2 & 0 & -b_3 & b_2 \\ a_3 & 0 & -a_1 & b_3 & 0 & -b_1 \\ -a_2 & a_1 & 0 & -b_2 & b_1 & 0 \end{bmatrix} \quad (2.21)$$

onde,

$$\begin{aligned}
a_1 &= X_{\dot{u}}u + X_{\dot{v}}v + X_{\dot{w}}w + X_{\dot{p}}p + X_{\dot{q}}q + X_{\dot{r}}r \\
a_2 &= Y_{\dot{u}}u + Y_{\dot{v}}v + Y_{\dot{w}}w + Y_{\dot{p}}p + Y_{\dot{q}}q + Y_{\dot{r}}r \\
a_3 &= Z_{\dot{u}}u + Z_{\dot{v}}v + Z_{\dot{w}}w + Z_{\dot{p}}p + Z_{\dot{q}}q + Z_{\dot{r}}r \\
b_1 &= K_{\dot{u}}u + K_{\dot{v}}v + K_{\dot{w}}w + K_{\dot{p}}p + K_{\dot{q}}q + K_{\dot{r}}r \\
b_2 &= M_{\dot{u}}u + M_{\dot{v}}v + M_{\dot{w}}w + M_{\dot{p}}p + M_{\dot{q}}q + M_{\dot{r}}r \\
b_3 &= N_{\dot{u}}u + N_{\dot{v}}v + N_{\dot{w}}w + N_{\dot{p}}p + N_{\dot{q}}q + N_{\dot{r}}r
\end{aligned} \tag{2.22}$$

2.2.2 Amortecimento Hidrodinâmico

O amortecimento hidrodinâmico para veículos submarinos possui diversas causas possíveis, tais como:

- Atrito entre o fluido e a superfície do veículo: escoamento laminar da água, para baixas velocidades, possui um comportamento linear, enquanto que o escoamento turbulento, para altas velocidades, possui comportamento próximo a função quadrática;
- Formação de vórtices no escoamento: acontece quando fluxos de escoamento da água em diferentes partes do veículo se cruzam, formando vórtices, que retiram energia cinética do veículo;
- Forças de sustentação: princípio de vôo em aviões, se deve à diferença de pressão entre partes do casco do veículo.

Dado que a interação entre as causas é complexa, é possível considerar que o amortecimento hidrodinâmico possui tanto componentes lineares quanto quadráticos, uma vez que o estudo da influência de cada um no valor total do amortecimento não é trivial. Na modelagem do amortecimento hidrodinâmico de veículos submarinos é necessário introduzir o vetor de velocidade relativa, ν_r . Dessa forma, pode-se escrever que:

$$D(\nu_r) = D + D_q(\nu_r) \tag{2.23}$$

A contribuição relativa da parte linear versus a parte não linear do amortecimento é basicamente dependente da velocidade relativa ν_r e dos ângulos de ataque definidos pela orientação do veículo em relação ao fluxo de fluido.

Considerando um veículo com três planos de simetria na sua configuração geométrica, e que o amortecimento hidrodinâmico é devido ao atrito viscoso superficial

e aos efeitos dos vórtices, então, a matriz de amortecimento hidrodinâmico pode ser diagonalizada incluindo somente os termos de arrasto linear e quadrático, dada por:

$$D(\nu) = \begin{bmatrix} X_u + X_{u|u}|u| & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & Y_v + Y_{v|v}|v| & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & Z_w + Z_{w|w}|w| & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & K_p + K_{p|p}|p| & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_q + M_{q|q}|q| & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & N_r + N_{r|r}|r| \end{bmatrix} \quad (2.24)$$

2.2.3 Forças e Momentos de Restauração

Considere a massa m do veículo, ∇ o volume de fluido deslocado, g a aceleração da gravidade (positiva para baixo) e ρ a densidade da água. De acordo com a notação estabelecida em SNAME(3), o peso do veículo submerso e a força de flutuabilidade são definidas como:

$$W = mg \quad , \quad B = \rho g \nabla \quad (2.25)$$

e a ação dessas forças no referencial $\{n\}$ é dada por:

$$f_g^n = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ W \end{bmatrix} \quad e \quad f_b^n = - \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ B \end{bmatrix}$$

Considere o submarino mostrado na Figura (3). A ação da força gravitacional f_g^b agirá no centro de gravidade (CG) definido por $r_g^b = [x_g, y_g, z_g]^T$. De forma similar, a força de flutuação f_b^b agirá através do centro de flutuabilidade (CB) definido por $r_b^b = [x_b, y_b, z_b]^T$. Ambos os vetores são referenciados com o ponto de referencia fixo no corpo (CO), onde CO corresponde ao ponto de origem do referencial do corpo do veículo $\{b\}$.

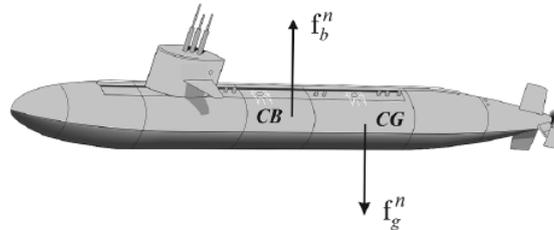


Figura 3 – Ação das forças gravitacional e de flutuação agindo no veículo (1).

Na Figura (3), as forças então expressas no referencial $\{n\}$. Entretanto, podem ser transformadas para o referencial do corpo $\{b\}$ por:

$$f_g^b = J_1(\eta_2)^{-1} f_g^n \quad e \quad f_b^b = J_1(\eta_2)^{-1} f_b^n$$

onde $J_1(\eta_2)$ foi definida pela equação (2.2). O momento gerado pela força f_g^b em relação ao centro de gravidade (CG) e o momento gerado pela força f_b^b em relação ao centro de flutuação (CB) podem ser agrupadas em um único vetor $g(\eta)$, respectivamente:

$$\begin{aligned} g(\eta) &= - \begin{bmatrix} f_g^b + f_b^b \\ r_g^b \times f_g^b + r_b^b \times f_b^b \end{bmatrix} \\ &= - \begin{bmatrix} J_1(\eta_2)^{-1}(f_g^n + f_b^n) \\ r_g^b \times J_1(\eta_2)^{-1} f_g^n + r_b^b \times J_1(\eta_2)^{-1} f_b^n \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (2.26)$$

$$g(\eta) = \begin{bmatrix} (W - B) \sin \theta \\ -(W - B) \cos \theta \sin \phi \\ -(W - B) \cos \theta \cos \phi \\ -(y_g W - y_b B) \cos \theta \cos \phi + (z_g W - z_b B) \cos \theta \sin \phi \\ (z_g W - z_b B) \sin \theta + (x_g W - x_b B) \cos \theta \cos \phi \\ -(x_g W - x_b B) \cos \theta \sin \phi - (y_g W - y_b B) \sin \theta \end{bmatrix} \quad (2.27)$$

A Equação (2.27) é uma representação com os ângulos de Euler das forças e momentos hidrostáticos.

2.3 Simplificações do Modelo

2.3.1 Considerações a respeito da Massa Adicionada

No geral, o movimento de veículos submarinos se movendo com 6-DOF em alta velocidade é altamente não-linear e acoplado. Entretanto, para o caso do AUV utilizado neste trabalho, o mesmo irá navegar em baixa velocidade. Considerando a simetria nos três planos geométricos do veículo, é possível desprezar os termos cruzados da matriz de massa adicionada, definida em (2.20). Dessa forma, M_A resulta em:

$$M_A = M_A^T = -diag [X_{\dot{u}}, Y_{\dot{v}}, Z_{\dot{w}}, K_{\dot{p}}, M_{\dot{q}}, N_{\dot{r}}] \quad (2.28)$$

Para um corpo rígido movendo-se através de um fluido ideal, a matriz $C_A(\nu)$ pode ser sempre parametrizada de tal forma que seja uma matriz anti-simétrica. Isso implica que a dinâmica do veículo para as forças centrípeta Coriolis podem ser representadas

usando a velocidade relativa $\nu_r = [u_r, v_r, w_r]^T$, dada por:

$$C_A(\nu_r) = -C_A^T(\nu_r) = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & -Z_{\dot{w}}w_r & Y_{\dot{v}}v_r \\ 0 & 0 & 0 & Z_{\dot{w}}w_r & 0 & -X_{\dot{u}}u_r \\ 0 & 0 & 0 & -Y_{\dot{v}}v_r & X_{\dot{u}}u_r & 0 \\ 0 & -Z_{\dot{w}}w_r & Y_{\dot{v}}v_r & 0 & -N_{\dot{r}}r & M_{\dot{q}}q \\ Z_{\dot{w}}w_r & 0 & -X_{\dot{u}}u_r & N_{\dot{r}}r & 0 & -K_{\dot{p}}p \\ -Y_{\dot{v}}v_r & X_{\dot{u}}u_r & 0 & -M_{\dot{q}}q & K_{\dot{p}}p & 0 \end{bmatrix} \quad (2.29)$$

A estrutura diagonal é bastante conveniente, uma vez que os termos fora da diagonal são difícil de serem determinados experimentalmente, bem como calculados. Na prática, a aproximação diagonal é considerada muito boa para muitas aplicações. Isso se deve ao fato de que os elementos fora da diagonal de uma matriz de inércia positiva serão muito menores que suas contrapartes diagonais (1).

2.3.2 Veículos Submarinos com Flutuabilidade Neutra

Seja a distância entre CG e CB definida por:

$$\overline{BG} = [\overline{BG}_x, \overline{BG}_y, \overline{BG}_z]^T = [x_g - x_b, y_g - y_b, z_g - z_b]^T \quad (2.30)$$

Para veículos com flutuabilidade neutra, $W = B$, a equação (2.27) resultará em:

$$g(\eta) = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ -\overline{BG}_y W \cos \theta \cos \phi + \overline{BG}_z W \cos \theta \sin \phi \\ \overline{BG}_z W \sin \theta + \overline{BG}_x W \cos \theta \cos \phi \\ -\overline{BG}_x W \cos \theta \sin \phi - \overline{BG}_y W \sin \theta \end{bmatrix} \quad (2.31)$$

Uma equação ainda mais simples pode ser obtida para veículos onde CG e CB estão localizados verticalmente sob o eixo z , tal que $x_b = x_g$ e $y_b = y_g$, resultando em:

$$g(\eta) = [0, 0, 0, \overline{BG}_z W \cos \theta \sin \phi, \overline{BG}_z W \sin \theta, 0]^T \quad (2.32)$$

O posicionamento das forças hidrostáticas é o fator principal para garantir estabilidade no veículo com relação aos movimentos de *pitch* e *roll*, ou seja, mantém pequeno os ângulos de ϕ e θ . Este fator contribui de modo a evitar a singularidade da matriz $J_2(\eta_2)$ definida pela Equação (2.5).

2.3.3 Desacoplamento do Plano Lateral e Longitudinal

Por atingir o objetivo principal deste trabalho, é conveniente apresentar o modelo reduzido pelo desacoplamento dos planos lateral e longitudinal. Esta decomposição é apropriada para veículos de corpos esguios e simétricos (taxa elevada do comprimento/largura), típicos em aplicações de aeronaves, mísseis e submarinos (37), (38), (1).

Como o AUV a ser adotado no estudo de caso deste trabalho possui simetria de bombordo (plano xz), a matriz M do modelo ficará restrita aos seguintes termos:

$$M = \begin{bmatrix} m_{11} & 0 & m_{13} & 0 & m_{15} & 0 \\ 0 & m_{22} & 0 & m_{24} & 0 & m_{26} \\ m_{31} & 0 & m_{33} & 0 & m_{35} & 0 \\ 0 & m_{42} & 0 & m_{44} & 0 & m_{46} \\ m_{51} & 0 & m_{53} & 0 & m_{55} & 0 \\ 0 & m_{62} & 0 & m_{64} & 0 & m_{66} \end{bmatrix} \quad (2.33)$$

Dividindo os planos lateral e longitudinal, resulta nos subsistemas

$$M_{long} = \begin{bmatrix} m_{11} & m_{13} & m_{15} \\ m_{31} & m_{33} & m_{35} \\ m_{51} & m_{53} & m_{55} \end{bmatrix}, \quad M_{lat} = \begin{bmatrix} m_{22} & m_{24} & m_{26} \\ m_{42} & m_{44} & m_{46} \\ m_{62} & m_{64} & m_{66} \end{bmatrix} \quad (2.34)$$

Assumindo que os estados longitudinais (u , w , p , r , ϕ , θ) são pequenos, a cinemática lateral, com base em (2.12) e (2.5), reduzirá para:

$$\begin{aligned} \dot{\phi} &= p \\ \dot{\psi} &= r \end{aligned}$$

Assumindo que os termos de amortecimento relacionados a altas velocidades podem ser desprezados tal que $D_q(\nu) = 0$ e que os termos de Coriolis em $u = u_0$ (velocidade constante) são os mais relevantes, então

$$C_{RB}(\nu) \approx \begin{bmatrix} 0 & 0 & -mu_0 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & mx_g u_0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ p \\ r \end{bmatrix} \quad (2.35)$$

Assumindo que a matrix M_A é diagonal, conforme (2.28), os termos de massa

adicionada para a matrix C se resumem em:

$$C_A(\nu)\nu = \begin{bmatrix} Z_{\dot{w}}wp - X_{\dot{u}}ur \\ (Y_{\dot{v}} - Z_{\dot{w}})vw + (M_{\dot{q}} - N_{\dot{r}})qr \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})uv + (K_{\dot{p}} - M_{\dot{q}})pq \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} 0 & 0 & -X_{\dot{u}}u \\ 0 & 0 & 0 \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})u & 0 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ p \\ r \end{bmatrix} \quad (2.36)$$

Por fim, assumindo que $W = B$, com $x_g = x_b$ e $y_g = y_b$, as equações (2.12) e (2.27) resultaram em:

$$\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & -mz_g - Y_{\dot{p}} & mx_g - Y_{\dot{r}} \\ -mz_g - Y_{\dot{p}} & I_x - K_{\dot{p}} & -I_{zx} - K_{\dot{r}} \\ mx_g - Y_{\dot{r}} & -I_{zx} - K_{\dot{r}} & I_z - N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{p} \\ \dot{r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -Y_v & -Y_p & -Y_r \\ -M_v & -M_p & -M_r \\ -N_v & -N_p & -N_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ p \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & 0 & (m - X_{\dot{u}})u \\ 0 & 0 & 0 \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})u & 0 & mx_gu \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ p \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 \\ W\overline{BG}_z \sin \phi \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \tau_2 \\ \tau_4 \\ \tau_6 \end{bmatrix} \quad (2.37)$$

Para o caso do piloto automático de direção do AUV, o estado p será considerado nulo, resultando em

$$\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & 0 & 0 \\ 0 & I_z - N_{\dot{r}} & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -Y_v & -Y_r & 0 \\ -N_v & -N_r & 0 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \\ \psi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & (m - X_{\dot{u}})u & 0 \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})u & mx_gu & 0 \\ 0 & -1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \\ \psi \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{\delta} \\ N_{\delta} \\ 0 \end{bmatrix} \delta_r \quad (2.38)$$

onde δ_r é o sinal de comando do leme do veículo. A Figura (4) mostra um diagrama de blocos no qual é possível observar tanto a dinâmica quanto a cinemática, conforme definido nas equações (2.1) e (2.12).

Os autores de (16) sugerem que as equações de movimento para 6-DOF podem ser divididas em três subsistemas sem interação entre eles para o controle de velocidade, direção e profundidade. Cada subsistem consiste das respectivas variáveis de estado:

1. Controle de velocidade - estado do subsistema de velocidade: $u(t)$.
2. Controle de direção - estados do subsistema de direção: $v(t)$, $r(t)$ e $\psi(t)$.
3. Controle de profundidade - estados do subsistema de profundidade: $w(t)$, $q(t)$, $\theta(t)$ e $z(t)$.

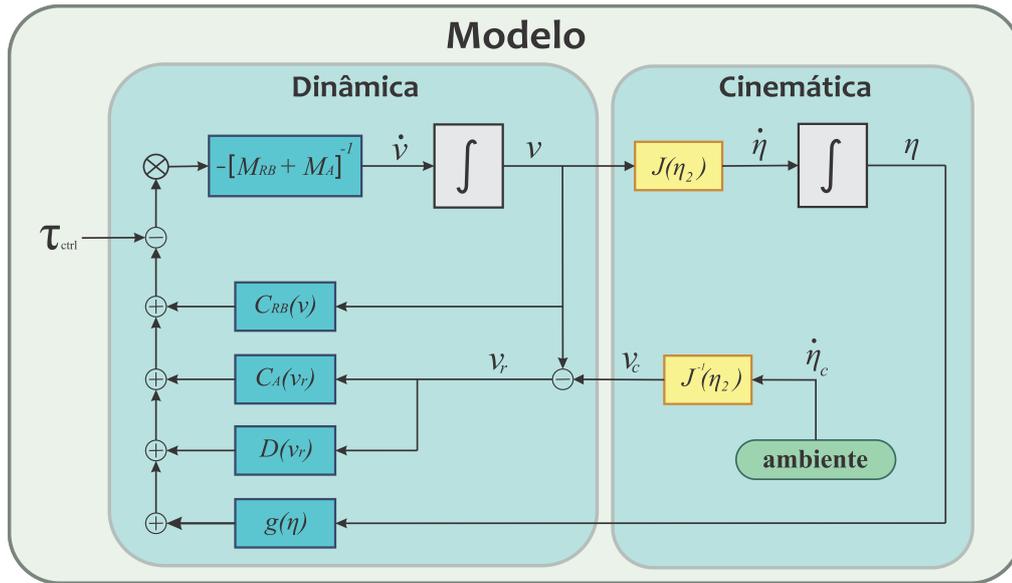


Figura 4 – Diagrama de blocos do modelo dinâmico do veículo.

Como o objetivo deste trabalho é o controle de direção de um AUV, serão considerados apenas os estados relacionados ao subsistema de direção. A velocidade do veículo será considerada constante.

2.4 Guiagem

Por definição, AUV são plataformas auto-guiadas e auto-alimentadas controladas por um computador de bordo que é pré-programado com instruções sobre a localização geográfica pré-definida e a tarefa a ser executada. Guiagem é a ação ou o sistema que calcula continuamente a posição de referência (desejada), a velocidade e a aceleração de uma embarcação marítima a ser utilizada pelo sistema de controle de movimento. O computador coleta e processa as informações e, em seguida, alimenta os resultados para o sistema de controle de movimento. Em muitos casos, técnicas avançadas de otimização são usadas para calcular a trajetória ou o caminho ideal para a embarcação seguir. Isso pode incluir recursos sofisticados, como otimização de combustível, navegação de tempo mínimo, roteamento climático, prevenção de colisão, controle de formação e sincronização (1).

Em muitas aplicações *offshore*, é de primordial importância guiar um navio, um submersível ou uma sonda, ao longo de um caminho desejado com uma velocidade prescrita. O caminho é geralmente definido em termos de *waypoints* usando as coordenadas cartesianas $(x_k, y_k) \in \mathbb{R}^2$. O veículo submarino para se deslocar autonomamente necessita, a priori, conhecer a trajetória a realizar, pois, devido à inexistência de um canal de comunicação não é possível definir a trajetória em tempo real. A programação de uma missão é, regra geral, feita em referência a um ponto com latitude e longitude conhecidas.

Controle de movimento é a ação de determinar as forças e momentos de controle necessários a serem fornecidos pela embarcação para satisfazer um certo objetivo de controle, que geralmente é visto em conjunto com o sistema de orientação. Alguns exemplos de objetivos de controle são: minimizar o gasto de energia, regulação de *setpoint*, rastreamento de trajetória, acompanhamento de um caminho, controle de manobras. Dentre estes, os mais importantes são:

- Regulação de *Setpoint* → Sistema de guiagem mais básico, com uma entrada constante. O controlador correspondente será um regulador. Exemplos: controle de profundidade, controle de velocidade.
- Rastreamento de Trajetória → O objetivo é que a posição e a velocidade da embarcação acompanhem os dados dos sinais de referência de posição e velocidade que variam com o tempo desejado. O controle de rastreamento pode ser usado para manobras de mudança de curso, mudança de velocidade e controle de atitude.
- Acompanhamento de um caminho → Segue um caminho pré-definido independente do tempo (sem restrições temporais). Isso é típico veículos subaquáticos usados para mapear o fundo do mar.

2.4.1 Guiagem do Veículo Autônomo Submarino

Baseado em (33), o método de guiagem da linha de visada ou LOS (acrônimo de *Line of Sight*) é chamado de esquema de orientação de três pontos, pois envolve um ponto de referência (tipicamente estacionário), além do veículo, denominado interceptador, e o alvo.

A denotação de LOS deriva do fato de que o interceptor deve realizar uma interceptação restringindo seu movimento ao longo da linha de visão entre o ponto de referência e o alvo. Especificamente, as leis de orientação são compostas de leis de velocidade e direção, que podem ser combinadas de várias maneiras para alcançar diferentes objetivos de controle de movimento. Para o movimento no plano horizontal, a velocidade do veículo é definida como:

$$U(t) = \|v(t)\| = \sqrt{\dot{x}(t)^2 + \dot{y}(t)^2} \quad (2.39)$$

A direção está relacionada com o ângulo de guinada desejado, conforme ilustrado na Figura (5), dado por:

$$\psi_d = \text{atan2}(y_{los} - y(t), x_{los} - x(t)) \in \mathbb{S} = \{-\pi, \pi\} \quad (2.40)$$

calcula um círculo de aceitação para selecionar o próximo *waypoint* necessário, de acordo com (15), definida por:

$$[x_{k+1} - x(t)]^2 + [y_{k+1} - y(t)]^2 \leq R_{k+1}^2 \quad (2.44)$$

onde o valor do raio é arbitrado de modo a obter um melhor performance do rastreamento da trajetória, conforme pode ser visto na Figura (6). Em alguns trabalhos científicos pesquisados, geralmente essa distância é proporcional a 2 ou 3 vezes o comprimento do veículo.

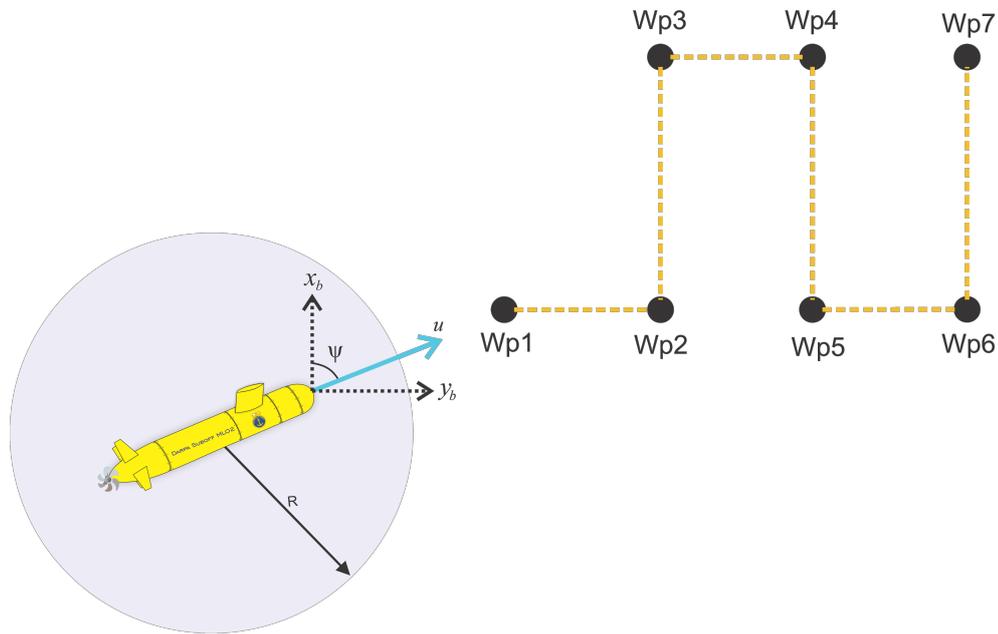


Figura 6 – Círculo de comutação do ponto de referência.

O objetivo de controle será, portanto, minimizar o erro $e(t)$, ou seja, $\lim_{t \rightarrow \infty} e(t) = 0$. Para isso serão utilizados os servo motores que comandam o ângulo de ataque dos lemes.

2.4.2 Gerador de Trajetória

Uma trajetória descreve o movimento de um objeto se movendo através do espaço como uma função do tempo podendo ser descrita matematicamente pela geometria do caminho ou como a posição do objeto ao longo do tempo.

A trajetória pode ser gerada usando métodos de interpolação polinomial ou *spline* para gerar uma curva através de n *waypoints* predefinidos. Como exemplo, foram utilizados nove *waypoint* aleatoriamente para gerar uma trajetória no plano (x, y) , utilizando o *software* Matlab, conforme mostra a Figura (7). No gráfico da esquerda, estão os *waypoints* gerados, enquanto o gráfico da direita mostra as trajetórias geradas por duas funções

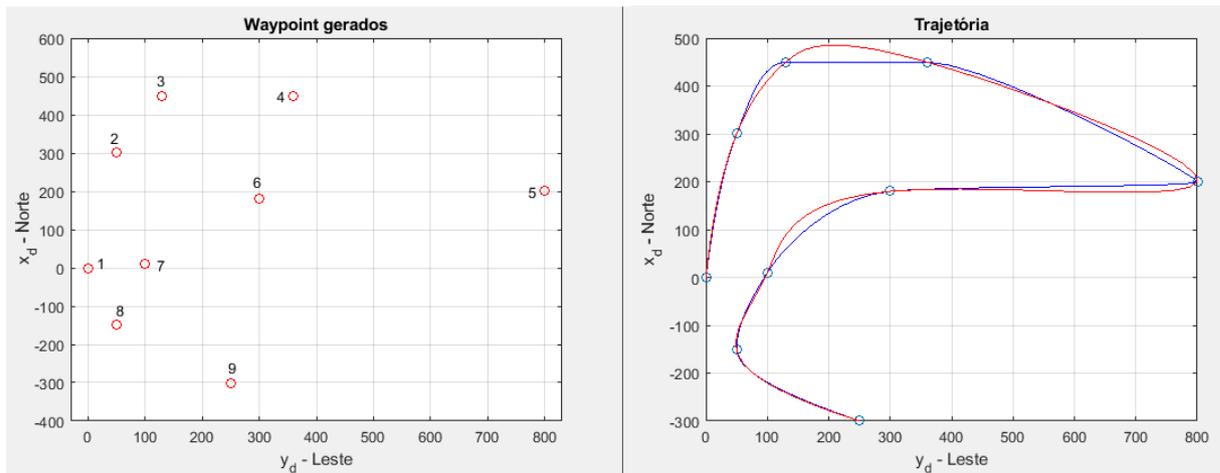


Figura 7 – Trajetória gerada.

distintas. A curva em vermelho foi gerada pela função *spline* e a curva na cor azul foi gerada utilizando a função *pchip*, que utiliza método de interpolação cúbica para interligar as coordenadas. A mesma metodologia foi implementada em (7). Dessa forma, é possível gerar tanto trajetórias retilíneas quanto trajetórias curvas que servirão de base para planejamento das manobras a serem executadas pelo veículo.

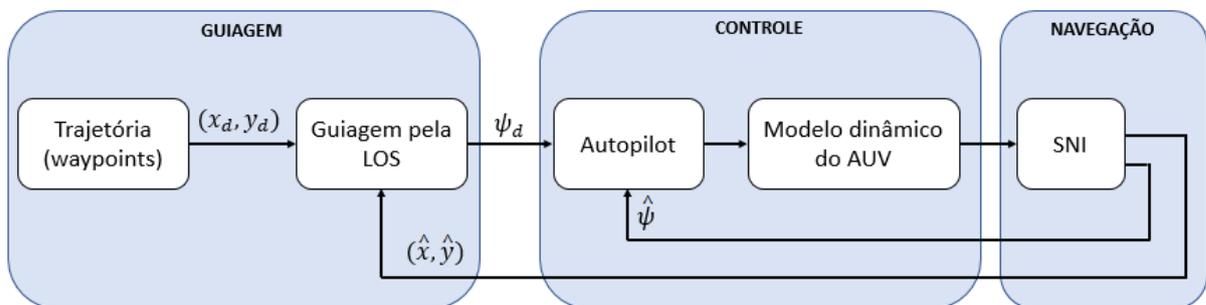


Figura 8 – Diagrama de blocos da guiagem pela LOS.

A Figura (8) mostra um diagrama de blocos do piloto automático de direção utilizando a técnica de guiagem pela LOS. O SNI, através de seus sensores inerciais, calcula e fornece constantemente uma estimativa da posição do veículo através de suas coordenadas (\hat{x}, \hat{y}) e sua orientação $(\hat{\psi})$. O ângulo de direção desejado, calculado pela equação (2.40), é fornecido como *setpoint* para o sistema de piloto automático do veículo.

3 DESCRIÇÃO DO VEÍCULO

3.1 Descrição Preliminar

O escritório de tecnologia submarina da DARPA (*Defence Advanced Research Projects Agency*) financiou um programa para auxiliar no desenvolvimento de submarinos, parte dos quais envolvia o desenvolvimento de uma forma padrão de casco submarino, conhecida como "Suboff". Essa forma do casco é típica de uma configuração SSN (submarino de ataque geral de propulsão nuclear) e possui uma escala de 1/24, fornecendo um comprimento de escala completo de 105m.

O programa de pesquisa DARPA Suboff, iniciado em 1989, realizou várias investigações hidrodinâmicas relacionadas a projetos de submarinos, sendo amplamente utilizado para melhorar as técnicas de simulação de CFD (*Computational Fluid Dynamics*). O modelo DARPA SUBOFF foi desenvolvido pelo Centro de Pesquisa David Taylor (DTRC - *David Taylor Research Center*) (43), e tem sido intensamente estudado e testado para o desenvolvimento de metodologias de identificação dos coeficientes hidrodinâmicos, metodologias de projetos e testes de equipamentos (4). A intenção é comparar as previsões computacionais com os dados experimentais porventura obtidos.

Diante deste cenário, o Centro Tecnológico da Marinha em São Paulo (CTMSP), organização militar executora do Programa Nuclear da Marinha do Brasil, fabricou o casco em uma escala reduzida do modelo baseado nas equações geométricas de escala completa apresentadas em (43). O casco deste modelo livre, denominado DARPA SUBOFF ML02, é geometricamente semelhante ao modelo original, porém em uma escala de 1:1.588. Para efeito de comparação do modelo original apresentado em (44) e do Darpa Suboff ML02, as principais medidas foram relacionadas na tabela abaixo.

Tabela 2 – Comparação das principais medidas (4).

Dimensões	Símbolo	DARPA SUBOFF Toxopeus(2008)	AUV - ML02 escala (1:1.588)
Comprimento total (m)	L	4.352	2.743
Comprimento entre perpendiculares (m)	L_{pp}	4.261	2.683
Raio máximo do casco (m)	R	0.254	0.160
Volume deslocado (m^3)	∇	0.708	0.177
Superfície molhada (m^2)	S	5.998	2.379

O veículo possui a forma geométrica do tipo torpedo, o que facilita a tarefa de modelagem e obtenção dos parâmetros hidrodinâmicos, uma vez que possui dois plano de

simetria lateral (planos xy e xz). Os movimentos de rotação e submersão são efetuados por suas superfícies de controle idênticas denominadas leme horizontal e leme vertical. O leme vertical é o atuador que faz com que o veículo altere seu ângulo de direção (ψ). Já o leme horizontal é responsável pelo ângulo de mergulho (θ). A orientação dos movimento pode ser melhor compreendida observando a Figura (2).

Apesar de ser um projeto em andamento, este trabalho servirá de base para implementação dos controladores que comandam as manobras do veículo, possibilitando assim desenvolver tarefas e executar diversos ensaios do modelo livre, tais como:

- validação da metodologia de projeto e de análise dos propulsores convencionais;
- execução e obtenção de dados das manobras típicas de embarcações (linha reta, zigue-zague, circular, dentre outras julgadas importantes);
- verificação de ruídos irradiados pelo casco/propulsor;
- verificação do comportamento relativo a cavitação em propulsores;
- desenvolvimento e teste de equipamentos especiais tais como modem acústico, hidrofones, sonares de pequeno porte, etc;
- desenvolvimento de sistemas inerciais;
- desenvolvimento e análise de vasos de pressão; e
- capacitação na fabricação, montagem e integração de sistemas a bordo.

3.2 Modelo Darpa Suboff

Os detalhes e informações a respeito do modelo original do Darpa Suboff podem ser encontrados em Groves, Huang e Chang(43).

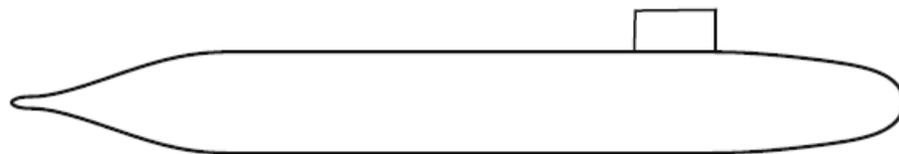


Figura 9 – Perfil do Darpa Suboff (modelo original sem escala)

A Figura 9 ilustra o perfil lateral do formato do casco. O modelo possui um casco axissimétrico com um comprimento total de 4.356m e diâmetro máximo de 0.508m. A seguir as equações que descrevem a geometria do casco.

Proa

O comprimento da proa é de $2D$ (1.016m). O formato elíptico da proa é definido como:

$$r_{xf} = \frac{D}{2} [1.126395101 x_{SUBOFF} (0.3 x_{SUBOFF} - 1)^4 + 0.442874707 x_{SUBOFF}^2 (0.3x - 1)^4 (1.2x + 1)]^{\frac{1}{2.1}} \quad (3.1)$$

onde r_{xf} é o raio da seção em pés a uma distância x_{SUBOFF} em pés à ré da perpendicular frontal e D é o diâmetro do casco.

Corpo paralelo

O comprimento do corpo paralelo do meio é de $4.39D$ (2.229m). O formato do corpo de meio é dado por:

$$r_{x_{PMB}} = \frac{D}{2} \quad (3.2)$$

onde, $r_{x_{PMB}}$ é o raio do corpo paralelo, e D é o diâmetro.

Popa

O comprimento do corpo à ré $2.19D$ (1.111 m), dos quais a parte principal compreende 1.016 m e a tampa de extremidade 0.095 m. A perpendicular da popa é definida como sendo na extremidade dianteira da tampa. O formato em cone da popa, desde a extremidade à ré do corpo médio paralelo até a tampa, é definida como:

$$r_{xa} = \frac{D}{2} \left[r_h^2 + r_h K_0 \zeta^2 + \left(20 - 20r_h^2 - 4r_h K_0 - \frac{1}{3} K_1 \right) \zeta^3 + (-45 + 45r_h^2 + 6r_h K_0 + K_1) \zeta^4 + (36 - 36r_h^2 - 4r_h K_0 - K_1) \zeta^5 + \left(-10 + 10R_h^2 + r_h K_0 + \frac{1}{3} K_1 \right) \zeta^6 \right]^{1/2} \quad (3.3)$$

onde $r_h = 0.1175$, $K_0 = 10$, $K_1 = 44.6244$ e $\zeta = \frac{13.979167 - x_{SUBOFF}}{3.333333}$.

4 CONTROLE DE MOVIMENTO DO VEÍCULO

Em Healey e Lienard(15), a teoria de controle deslizante foi aplicada no NPS AUV II. O projeto de controle implementado no veículo foi testado com sucesso no *Naval Postgraduate School* em Monterey, USA. O piloto automático multivariado de modo deslizante, assumindo a modelagem desacoplada, se mostra bastante satisfatório para a resposta combinada de velocidade, direção e mergulho de um AUV operando em baixa velocidade. Foram projetados controladores de modo deslizante separados utilizando ganhos de realimentação dos estados gerando resultados satisfatórios em um intervalo de velocidades operacionais.

O controle de modo deslizante, ou ainda *Sliding Mode Control* (SMC), é uma estrutura de controle robusta para sistemas com modelamento incompleto ou não linear que tem se mostrado eficaz desde a década de 1950. Uma das propriedades mais importantes de SMC é que esta técnica utiliza uma ação de controle descontínua que alterna entre duas estruturas diferentes, de modo que um novo tipo de movimento do sistema, chamado de modo deslizante, existe em uma região variante específica. A principal característica desta região de convergência é sua insensibilidade a variações de parâmetros e rejeição a perturbações externas. SMC pode ser aplicado a um amplo espectro de sistemas, incluindo sistemas não lineares, variantes no tempo, estocásticos, de larga escala, dentre outros. Nas últimas décadas, SMC foi aplicado com sucesso em diversos sistemas práticos, como manipuladores robóticos, aeronaves, veículos subaquáticos, espaçonaves, motores elétricos, sistemas de energia e motores automotivos (45).

A grande vantagem do uso de SMC em veículos submarinos é a sua robustez a parâmetros hidrodinâmicos desconhecidos ou desconsiderados na modelagem do veículo. Por estes motivos, pretende-se utilizar esta técnica em virtude das incertezas paramétricas do modelo. A impossibilidade da execução de testes experimentais para levantamento dos coeficientes hidrodinâmicos é o principal fator de incerteza, além da dinâmica não modelada para o modelo.

4.1 Controle de Modo Deslizante

O controle de modo deslizante pertence a um subconjunto de uma classe de controladores de estrutura variável (*Variable Structure Controller - VSC*), que são caracterizados pela compensação do comportamento dinâmico do sistema mediante o rastreamento de uma trajetória determinada no diagrama de espaço de estado. De modo

geral, uma ação de controle de chaveamento é usada para alternar entre diferentes estruturas onde estados do sistema são forçados a mover-se ao longo de uma superfície de deslizamento no plano de fase previamente escolhido, determinando assim o comportamento do sistema em malha fechada (46).

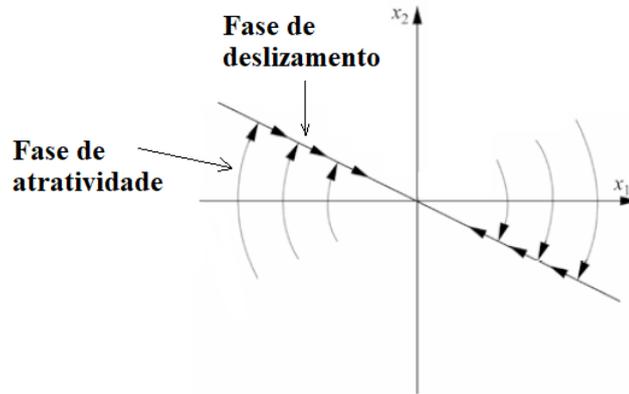


Figura 10 – Interpretação gráfica do plano de deslizamento (Adaptado de (2)).

Em suma, este tipo de controle requer o projeto de uma superfície de deslizamento, também chamada de superfície de chaveamento, de ordem imediatamente inferior a ordem de um sistema representado no espaço de estados, de modo que a variável a ser controlada permaneça "deslizando" sobre essa superfície. Dessa forma, este método possui duas fases bem definidas que podem ser observadas na Figura (10).

A fase de atratividade, ou modo de aproximação, tem início com o ponto de operação a partir de sua condição inicial, convergindo para a superfície deslizante desde que a dinâmica do modo deslizante seja estável, com alguns parâmetros de desempenho especificados e atinja a superfície em um tempo finito. Na fase de deslizamento a trajetória dos estados encontra-se restrita à superfície de deslizamento (45).

4.1.1 Superfície Deslizante

Observando a teoria desenvolvida em (2), considere um sistema dinâmico com entrada simples de ordem n descrito pelo vetor de equação diferencial

$$\dot{x}^{(n)} = f(x) + g(x)u \quad (4.1)$$

onde o vetor de estado é dado por $x = [x \ \dot{x} \ \dots \ x^{(n-1)}]^T$, e deseja-se que x rastreie uma referência $x_d = [x_d \ \dot{x}_d \ \dots \ x_d^{(n-1)}]^T$. O erro de rastreamento da variável x é definido por

$$\tilde{x} = x - x_d = [\tilde{x} \ \dot{\tilde{x}} \ \dots \ \tilde{x}^{(n-1)}]^T \quad (4.2)$$

Assim, defini-se a superfície deslizante ou superfície de chaveamento, variante no tempo, $s(t)$ no espaço de estados $\mathbb{R}^{(n)}$ em que $s(x, t) = 0$, como:

$$s(x, t) = \left(\frac{d}{dt} + \lambda \right)^{(n-1)} \tilde{x} = 0 \quad , \lambda > 0 \quad (4.3)$$

o problema de rastreamento é reduzido a fazer $s(x, t) = 0, \forall t > 0$, isto é, forçar o estado a permanecer na superfície de deslizamento. O erro da dinâmica descrita pela diferenciação da equação (4.3) possui um autovalor em $-\lambda$, de ordem $n - 1$. Desde que $\lambda > 0$, a dinâmica do erro é assintoticamente estável com uma constante de tempo de aproximadamente $t \approx \frac{n-1}{\lambda}$. Generalizando a expressão da superfície deslizante para múltiplos estágios

$$s(x) = [s_1(x) \quad s_2(x) \quad \cdots \quad s_m(x)]^T \quad (4.4)$$

4.1.2 Lei de Controle

Para garantir o rastreamento da trajetória, ou seja, manter s em zero, é preciso garantir que o sistema tenha estabilidade assintótica para a origem. Este problema pode ser solucionado com a teoria de estabilidade de Lyapunov. Especificamente, a estabilidade na superfície de chaveamento requer a seleção de uma função candidata de Lyapunov que garanta:

- $V(t, s) > 0 \quad , s \neq 0 \quad ,$
- $\dot{V}(t, s) < 0$

A norma desta função também deve satisfazer uma condição limite para sistemas não autônomos. No caso do sistema com m entradas, para cada superfície com $s_i = 0$, a função candidata de Lyapunov que garante as condições acima é dada por:

$$V_i(s_i) = \frac{1}{2} s_i^2 \quad (4.5)$$

Para satisfazer a condição de que a derivada no tempo desta função seja negativa definida, um sinal de controle deve ser aplicado tal que se mantenha a inequação

$$\frac{dV_i}{dt} = s_i \dot{s}_i \leq -\eta_i |s_i| \quad , \eta_i \geq 0 \quad (4.6)$$

A equação (4.6) é chamada de condição de alcance ou condição de deslizamento. Respeitando a inequação, mesmo que o sistema a controlar possua incertezas associadas a

dinâmicas não modeladas, paramétricas ou referentes a distúrbios externos, a convergência é garantida. Este método de projeto leva a escolha de dois parâmetros de projeto para cada superfície:

- λ_i - responsável pela dinâmica do erro dentro da superfície deslizante. Quanto maior, mais rápido \tilde{x}_i tende a zero;
- η_i - responsável pela taxa de convergência do estado para a superfície deslizante. Quanto maior o ganho η_i , mais rápido s_i irá tender a zero. (47)

Considerando ainda o caso com múltiplos estados, representando a equação (4.3), temos que

$$s(x, t) = \sigma^T \tilde{x} \quad (4.7)$$

onde $\sigma = [\lambda^{n-1}, c_{n-1}\lambda^{n-2}, \dots, c_2\lambda]^T$ e c_i ($i = 1, 2, \dots, n-1$) são coeficientes que compõem o polinomial de Hurwitz ($\lambda^{n-1} + c_{n-1}\lambda^{n-2} + \dots + c_2\lambda + c_1$). Derivando a equação (4.7) tem-se

$$\dot{s}(x, t) = \sigma \dot{\tilde{x}} = \tilde{x}^{(n)} + \sigma_o^T \tilde{x} \quad (4.8)$$

onde $\sigma_o = [0, \lambda^{n-1}, c_{n-1}\lambda^{n-2}, \dots, c_2\lambda]^T$. Para um sistema de segunda ordem por exemplo, derivando $s(x,t)$ com relação ao tempo:

$$\dot{s} = \ddot{x} - \ddot{x}_d + \lambda \dot{\tilde{x}} \quad (4.9)$$

substituindo a equação (4.1)

$$\dot{s} = f + gu - \ddot{x}_d + \lambda \dot{\tilde{x}} \quad (4.10)$$

A aproximação da lei de controle é possível quando fazemos $\dot{s}(t) = 0$, o que resulta em:

$$u_{eq} = g^{-1} \left(-f + \ddot{x}_d - \sigma_o^T \tilde{x} \right) \quad (4.11)$$

Esta lei de controle é chamada de controle equivalente, u_{eq} , e garante a condição de deslizamento para as condições iniciais, permitindo que a dinâmica do sistema acompanhe a trajetória desejada definida pelo plano de deslizamento, sendo $s(x,t) = 0$.

A teoria de SMC se baseia em duas hipóteses:

- A função f é desconhecida, porém limitada por uma função conhecida de x e t , ou seja, $|f - \hat{f}| \leq F$;
 - A função g é desconhecida, porém limitada e positiva, ou seja, $0 \leq g_{min} \leq g \leq g_{max}$.
- (48)

Então, assumindo que existem incertezas, a dinâmica nominal passa a ser descrita como

$$\dot{x}^{(n-1)} = \hat{f}(x) + \hat{g}(x)u \quad (4.12)$$

Neste novo cenário, deve-se propor uma lei de controle que garanta a condição de deslizamento (4.6) com a adição de uma estrutura com um termo descontínuo em $s(x, t) = 0$.

A lei de controle é composta por duas partes e é dada por (49):

$$u = u_{eq} + u_{des} \quad (4.13)$$

onde $u_{des} = -K \text{sign}(s)$, o que resulta em:

$$u = \hat{g}^{-1} \left[-\hat{f} + x_d^{(n)} - \sigma_o^T \tilde{x} - K \cdot \text{sign}(s) \right] \quad (4.14)$$

Os parâmetros \hat{f} e \hat{g} representam os valores estimados do modelo e da função de ganho. Logo, a adição do termo descontínuo em $s(x, t) = 0$ permite compensar as incertezas em relação as funções \hat{f} e \hat{g} . A função $\text{sign}(\cdot)$ corresponde a uma função do tipo relê, definida por:

$$\text{sign}(s) = \begin{cases} -1 & , \text{ se } s < 0 \\ 0 & , \text{ se } s = 0 \\ 1 & , \text{ se } s > 0 \end{cases} \quad (4.15)$$

O ganho de chaveamento $K \cdot \text{sign}(s)$ possui componentes $k_i \text{sign}(s_i)$. Os ganhos de chaveamento k_i serão calculados de modo que (4.6) seja satisfeita. Logo:

$$k_i \geq F_i + \eta_i \quad (4.16)$$

Em outras palavras, o ganho K será escolhido de tal forma que seja grande o suficiente quando a trajetória está longe da superfície de deslizamento (de modo que o tempo de alcance seja curto), e ao mesmo tempo pequeno o suficiente a fim de evitar os efeitos do chaveamento excessivo, o chamado “efeito *chattering*”.

4.1.3 Efeito Chattering

Os principais obstáculos para a aplicação do controle deslizante são dois fenômenos interconectados: o efeito *chattering* e alta atividade na ação de controle. O problema do *chattering* é uma das desvantagens do uso de SMC em aplicações reais. O chaveamento excessivo do sinal de controle é indesejável, pois muitas vezes causa imprecisão, alta dissipação de calor em circuitos elétricos e alto desgaste de peças mecânicas móveis. Além

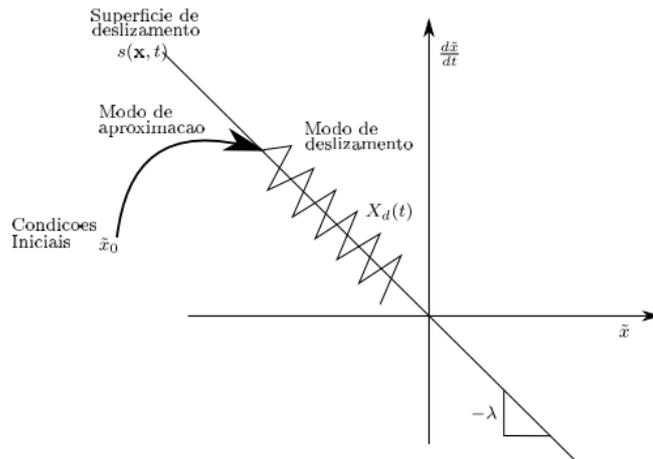


Figura 11 – Efeito *chattering* ou excesso de chaveamento (2).

disso, pode excitar uma dinâmica de alta ordem não modelada, o que pode leva a uma instabilidade (45).

De fato, já é conhecido que a amplitude da vibração é proporcional à magnitude de um controle descontínuo. Esses dois problemas podem ser tratados simultaneamente se a magnitude for reduzida a um nível mínimo admissível definido pelas condições para que o modo deslizante exista. A suavização do chaveamento excessivo no sinal de controle pode ser alcançado com a utilização de uma camada limite (Φ) na vizinhança da superfície de deslizamento juntamente com a substituição da função sinal $sign(\cdot)$, ou função relê, por uma função de saturação $sat(\cdot)$, conforme as equações (4.15) e (4.17) (50).

Na Figura 11, é possível observar as duas fases características dessa técnica e a ação do efeito *chattering* atuando na superfície de deslizamento. A função saturação é definida como:

$$sat\left(\frac{s}{\Phi}\right) = \begin{cases} sign\left(\frac{s}{\Phi}\right) & , se \quad \left|\frac{s}{\Phi}\right| \geq 1 \\ \left(\frac{s}{\Phi}\right) & , se \quad \left|\frac{s}{\Phi}\right| < 1 \end{cases} \quad (4.17)$$

O preço a ser pago realizando a substituição mencionada é a perda de precisão no rastreamento da trajetória. Entretanto, é possível atenuar ou eliminar por completo os efeitos indesejados do *chattering*.

Uma outra opção também é possível com a escolha da função contínua $tanh(s/\Phi)$ como resposta para o termo descontínuo da lei de controle em (4.13). O parâmetro Φ permite definir o tamanho da espessura da camada limite. A ilustração gráfica da função saturação, apresentada pela Figura (12), nos traz um melhor entendimento da função com o uso da camada limite.

Desse modo, quanto maior a largura da camada limite, mais suave é o chaveamento

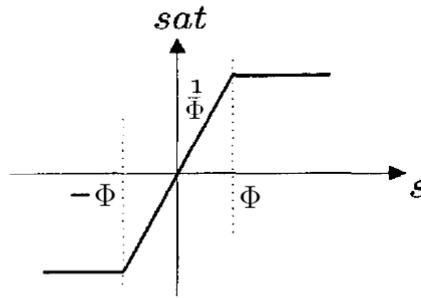


Figura 12 – Função saturação.

entre as diferentes estruturas e, conseqüentemente, mais suave se torna a ação de controle para o comando de direção do veículo. A limitação na amplitude também é outro fator importante para evitar o chaveamento excessivo, entretanto, o valor do ganho η deve ser ajustado de modo a garantir a condição de deslizamento.

4.2 Cálculos de Malha Fechada

Considerando um sistema representado em equações de estado, se o par $[A, b]$ for controlável e $[S^T b]$ não nulo, os coeficientes da superfície de deslizamento são elementos do autovetor a esquerda da matriz de malha fechada A_c correspondente a um polo na origem. Pela teoria de SMC, um dos autovalores deve ser especificado para ser zero. Ou seja, um dos polos deve estar na origem, restando assim dois polos para determinar a largura de banda do circuito de malha fechada e o amortecimento (49).

Considerando o modelo lateral (2.38) escrito na forma de espaço de estados

$$\dot{x} = Ax + bu_o + f(x, t) \quad (4.18)$$

onde $f(x, t)$ é uma função não-linear que descreve os desvios de linearidade em termos de perturbações e dinâmicas não modeladas, $x = [v \ r \ \psi]^T$ e u_o o comando para o ângulo de ataque do leme. Considere as matrizes definidas como:

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 \\ a_{21} & a_{22} & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix}, \quad b = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (4.19)$$

Os experimentos realizados em (15) e (16) mostraram que este modelo pode ser utilizado para descrever um grande número de manobras para AUV. Dessa forma, a lei de

controle de realimentação é composta de dois componentes:

$$u = \bar{u} + \hat{u} \quad (4.20)$$

onde $\bar{u} = -k^T x$, $k \in \mathbb{R}^3$ é a parte de realimentação nominal e \hat{u} é a parte não linear da lei de controle de realimentação, vide Figura (13). Substituindo na equação (4.18) resulta na dinâmica de malha fechada dada por

$$\dot{x} = \underbrace{(A - bk^T)}_{A_c} x + bu_o + f(x, t) \quad (4.21)$$

onde

$$k = (S^T b)^{-1} S^T A \quad (4.22)$$

O vetor de ganho k pode ser calculado pelo método de alocação de polos. Para o cálculo da parte não linear da lei de controle, considere o hiperplano deslizante

$$\sigma = S^T \tilde{x} \quad (4.23)$$

onde $S = [s_1 \ s_2 \ s_3]^T$ é o vetor escolhido para levar o erro de rastreamento $\tilde{x} \rightarrow 0$. Derivando fica

$$\dot{\sigma} = S^T A_c x + S^T b u_o + S^T f(x, t) - S^T \dot{x}_d \quad (4.24)$$

Assumindo que $S^T b \neq 0$ e que $\hat{f}(x, t)$ é uma estimativa de $f(x, t)$ a lei de controle definida em 4.20 resulta em

$$u = -k^T x + (S^T b)^{-1} [S^T \dot{x}_d - S^T \hat{f}(x, t) - \eta \cdot \text{sign}(\sigma)], \quad \eta \geq 0 \quad (4.25)$$

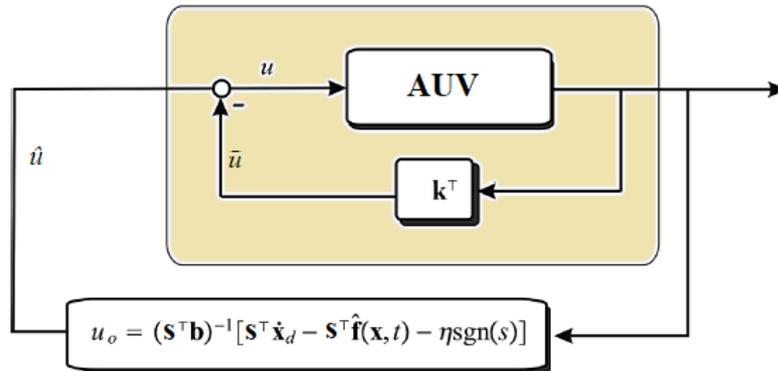


Figura 13 – Controle Deslizante (1).

A dinâmica de σ é dada por

$$\dot{\sigma} = S^T A_c x - \eta \cdot \text{sign}(\sigma) + S^T F(x, t) \quad (4.26)$$

Reescrevendo os termos desta equação em função de λ onde

$$S^T A_c x = x^T A_c^T S = \lambda x^T S$$

Como S é um autovetor a direita de A_c^T tal que $A_c^T S = \lambda S$, onde $\lambda = \lambda(A_c^T)$ é o autovalor correspondente a S , então

$$\dot{\sigma} = \lambda x^T S - \eta \cdot \text{sign}(\sigma) + S^T F(x, t) \quad (4.27)$$

O autovalor λ poder ser zerado ao verificar que a inclusão da equação $\dot{\psi} = r$, que não altera a dinâmica do sistema em (4.19), possui um integrador puro. Temos

$$k = [k_1, k_2, 0]^T \quad (4.28)$$

de tal forma que a parte linear do controlador apenas estabiliza a velocidade de balanço v e taxa de guinada r . O ângulo de guinada ψ é deixado descontrolado no loop interno, resultando em uma matriz de sistema de malha fechada:

$$A_c = \begin{bmatrix} a_{11} - b_1 k_1 & a_{12} - b_1 k_2 & 0 \\ a_{21} - b_2 k_1 & a_{22} - b_2 k_2 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.29)$$

onde um dos autovalores é zero. Como consequência, $\lambda x^T S = 0$ se S é um autovetor a direita de A_c^T para $\lambda = 0$. Com isso, a dinâmica de σ se reduz a

$$\dot{\sigma} = -\eta \cdot \text{sign}(\sigma) + S^T F(x, t) \quad (4.30)$$

assim escolhendo a função $V = \frac{1}{2} \sigma^2$, tem-se que:

$$\begin{aligned} \dot{V} &= \sigma \dot{\sigma} \\ &= -\eta \cdot \text{sign}(\sigma) \sigma + \sigma S^T F(x, t) \\ &= -\eta |\sigma| + \sigma S^T F(x, t) \end{aligned}$$

A dinâmica de σ será globalmente assintoticamente estável se o ganho η for escolhido de tal forma que

$$\eta \geq \|S^T\| \cdot \|F(x, t)\| \quad (4.31)$$

dessa forma $\dot{V} \leq 0$. Assim, de acordo com o Lemma de Barbalat (Apêndice C), σ converge para zero em tempo finito se η for escolhido para ser grande o suficiente de modo a superar os efeitos desestabilizantes da dinâmica não modelada $F(x, t)$. A magnitude de η será o fator de ajuste entre a robustez e o desempenho do rastreamento da trajetória.

Em suma, o projeto de controle requer determinar a lei de retroalimentação \bar{u} com base no modelo linear nominal em espaço de estados (4.18), e em segundo, projetar uma lei de controle \hat{u} para compensar os desvios e incertezas. A retroalimentação \bar{u} fornece a dinâmica desejada apenas na superfície deslizante, ao passo que a parcela não-linear \hat{u} não atua durante o deslizamento, apenas direciona o sistema em direção a superfície (46).

4.3 Projeto de Controle do Piloto Automático do AUV Darpa ML02

Baseando-se na modelagem para um veículo submarino apresentado no capítulo 2, a partir da equação (2.12), tem-se:

$$\dot{\nu} = -M^{-1} [C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g(\eta)] + M^{-1}\tau_{ctrl} \quad (4.32)$$

onde τ_{ctrl} é o vetor que contém as forças de controle, ou seja, $\tau = [0 \ \delta_r \ 0]^T$. Para o caso do Darpa ML02, o controle de profundidade não será considerado neste trabalho, considerando apenas o ângulo de ataque do leme vertical. A velocidade nominal constante considerada será de 1 m/s. Comparando (4.32) com (4.1), é fácil identificar que:

$$\begin{aligned} f &= -M^{-1} [C(\nu)\nu + D(\nu)\nu + g(\eta)] \\ g &= M^{-1} \end{aligned} \quad (4.33)$$

Considerando que CG e CB estão localizados verticalmente sob o eixo z, conforme (2.32), $g(\eta) = 0$ para os estados u, v, r , e definindo o hiper plano de deslizamento para o projeto de controle, tem-se que

$$\sigma = \begin{bmatrix} \underbrace{s_1}_{u} & \underbrace{s_2}_{v} & \underbrace{s_3}_{r} & \underbrace{s_4}_{\psi} \end{bmatrix}^T \tilde{x} \quad (4.34)$$

assim

$$\sigma = s_1(u - u_d) + s_2(v - v_d) + s_3(r - r_d) + s_4(\psi - \psi_d) \quad (4.35)$$

Como o foco principal deste trabalho é o piloto automático de direção do veículo, não serão abordados detalhes para o projeto de controle de velocidade, uma vez que a mesma será considerada constante ($u_o = 1$ m/s). Para veículos onde \dot{p} e p são pequenos e $u = u_o$, o modelo 2.38 pode ser reduzido, ou seja, a aglutinação das matrizes $C(\nu)$ e

$D(\nu)$ é possível pela linearização em $u = u_o$. Considerando um sistema SIMS (*Single-Input, Multiple State*), e levando em consideração os estados $[v, r]$, o modelo dinâmico reduzido na forma de espaço de estados fica

$$\begin{aligned} \begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & 0 \\ 0 & Iz - N_{\dot{r}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0 & (m - X_{\dot{u}})u_o \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})u_o & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} -Y_v & 0 \\ 0 & -N_r \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v \\ r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{\delta_r} \\ N_{\delta_r} \end{bmatrix} \delta_r \\ \begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \end{bmatrix} = - \underbrace{\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & 0 \\ 0 & Iz - N_{\dot{r}} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} -Y_v & (m - X_{\dot{u}})u_o \\ (X_{\dot{u}} - Y_{\dot{v}})u_o & -N_r \end{bmatrix}}_A \begin{bmatrix} v \\ r \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} m - Y_{\dot{v}} & 0 \\ 0 & Iz - N_{\dot{r}} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} Y_{\delta_r} \\ N_{\delta_r} \end{bmatrix}}_B \delta_r \end{aligned} \quad (4.36)$$

Os valores de massa, momento de inércia e coeficientes hidrodinâmicos estão relacionados no Apêndice A. Incluindo a equação $\dot{\psi} = r$, a qual não altera a dinâmica do sistema e substituindo os valores, resulta em

$$\begin{bmatrix} \dot{v} \\ \dot{r} \\ \dot{\psi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0.2897 & -0.5263 & 0 \\ -1.0229 & 0.1877 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} v - v_c \\ r \\ \psi \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} 0.8304 \\ -0.305 \\ 0 \end{bmatrix} \delta_r \quad (4.37)$$

onde $|v_c| < v_c^{max}$ é a velocidade transversal da corrente marítima. Os valores de Y_{δ_r} e N_{δ_r} considerados foram de 2 vezes os valores utilizados na modelagem no AUV NPS II, já após a multiplicação por M^{-1} , conforme pode ser encontrado em (15). Uma vez que o sistema é controlável, pelo método de alocação de polos, utilizando o comando $k = place(A, B, P)$ no *Matlab*, o valor de k necessário para por os polos em $P = [-3, -0.5, 0]$ será:

$$k = [3.8409, -2.5833, 0]^T$$

Assim, matriz de malha fechada A_c resulta em

$$A_c = \begin{bmatrix} -2.8998 & 1.6189 & 0 \\ 0.1485 & -0.6002 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (4.38)$$

Escolhendo o autovetor associado a $\lambda = 0$ teremos que

$$S = [0.0455, 0.8873, 0.4590]^T \quad (4.39)$$

Para facilitar a notação, definem-se as matrizes A e B da equação (4.32) como:

$$A = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & 0 \\ a_{21} & a_{22} & 0 \\ 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad B = \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Dessa forma, considerando $v_d = r_d = 0$ e derivando σ , teremos que:

$$\begin{aligned} \dot{\sigma} &= s_2\dot{v} + s_3\dot{r} + s_4(\dot{\psi} - \dot{\psi}_d) \\ &= s_2(a_{11}v + a_{12}r + b_1\delta_r) + s_3(a_{21}v + a_{22}r + b_2\delta_r) + s_4r \\ &= (s_2a_{12} + s_3a_{22} + s_4)r + (s_2a_{11} + s_3a_{21})v + (s_2b_1 + s_3b_2)\delta_r \end{aligned}$$

Deixando de lado $\dot{\psi}_d$ e incluindo a entrada descontínua fazendo $\dot{\sigma} = -\eta \cdot \text{sign}(\sigma)$, a lei de controle é dada por

$$\delta_r = -\frac{(s_3 + s_1a_{12} + s_2a_{22})}{s_2b_1 + s_3b_2}r - \frac{(s_1a_{11} + s_2a_{21})}{s_2b_1 + s_3b_2}v - \frac{\eta \cdot \text{sign}(\sigma)}{s_2b_1 + s_3b_2} \quad (4.40)$$

A equação (4.40) define assim o sinal de entrada para controle do leme vertical do Darpa Suboff ML02, levando em conta os coeficientes e parâmetros do veículo. Finalmente, reescrevendo e substituindo todos os termos encontrados na equação (4.20), a lei de controle resulta em

$$\delta_r = -3.8409v + 2.5833r - \frac{1}{0.2329} \left[-0.3 \tanh \left(\frac{0.0455v + 0.8873r + 0.4590(\psi - \psi_d)}{0.4} \right) \right] \quad (4.41)$$

Para a escolha do valor mínimo de η , a equação 4.31 deve ser levada em consideração. Considerando que $v_c(t)$ é desconhecido e que $\hat{f}(x, t) = 0$, então:

$$\eta > \|S\| \cdot \| \cdot \| - [a_{11}, a_{21}, 0]^T v_c^{max} \quad (4.42)$$

Assim, a espessura da camada limite da superfície deslizante foi ajustada em 0.4 e o valor do ganho η ajustado em 0.3, formando um conjunto de equilíbrio entre robustez e performance. Para o rastreamento da trajetória, a lei de guiagem da LOS foi implementada de modo que ψ_d é definido segundo a equação (2.40), conforme apresentado no capítulo 2 deste trabalho.

5 SIMULAÇÕES

As simulações a seguir foram realizadas utilizando o software *Matlab* e a plataforma *Simulink* para implementação do modelo matemático e do controle do piloto automático de direção do AUV Darpa ML02. Para o desenvolvimento do sistema de controle, foi utilizado o modelo dinâmico reduzido com 3-DOF e dividido em dois sistemas SISO (*Single-Input, Single-Output*), dos quais abordaremos apenas o controle automático de direção do veículo. Os parâmetros físicos, relacionados na tabela abaixo, podem ser encontrados juntamente com os coeficientes hidrodinâmicos calculados para o AUV Darpa ML02 no Apêndice A.

Tabela 3 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações.

Parâmetro	Valor
Massa	177 Kg
Comprimento	2.743 m
Volume Deslocado	0.177 m ³
Raio Máximo	0.160 m
Superfície Molhada	2.379 m ²
I_x	2.26 Kg m ²
I_y	112.113 Kg m ²
I_z	112.113 Kg m ²

5.1 Gerador de Trajetória

As trajetórias foram geradas utilizando funções de interpolação cúbica para interligar os *waypoints* escolhidos. Cada trajetória foi gerada apenas com base nos *waypoints* pré-programados na função *wp.m*, presente no Apêndice B.2. As trajetórias geradas podem ser observadas na Figura 14. A primeira trajetória foi gerada de modo a formar ângulos retos. A segunda trajetória possui curvas mais suaves, ao passo que a trajetória 3 possui, propositalmente, curvas mais fechadas. Por fim, a trajetória 4 forma a um círculo. A orientação da trajetória gerada leva em consideração a posição atual do veículo e é calculada segundo a equação (2.40). Por sua vez, o ângulo de direção desejado é inserido com sinal de referência para o comando de controle do piloto automático de direção (ψ_d), conforme pode ser melhor observado na Figura (15).

A simulação do bloco de GNC com o fechamento da malha de controle de ψ (*loop* interno) e das coordenadas de posição do veículo (*loop* externo) foram realizadas no Simulink, conforme diagrama da Figura (18). Os valores dos parâmetros, variáveis e ganhos referentes ao controle de direção foram programados no arquivo *darpa.m*, presente no

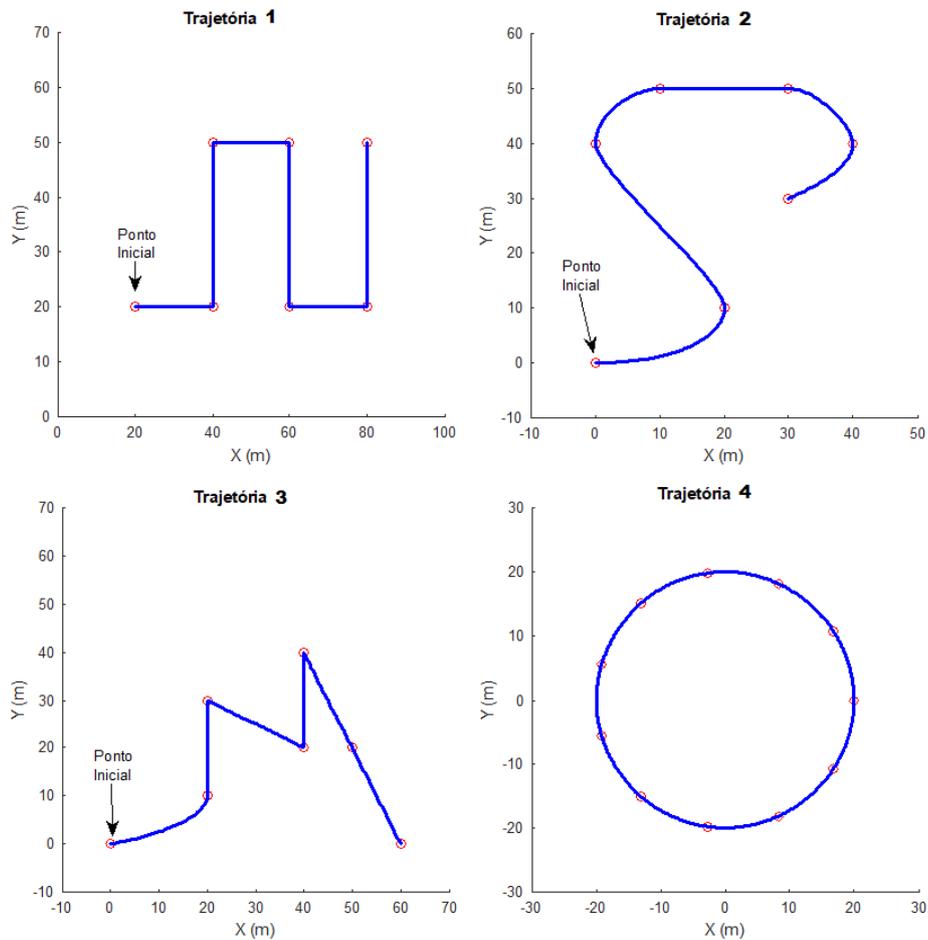


Figura 14 – Trajetória geradas

Apêndice B.1. Nestas simulações preliminares foram desconsiderados quaisquer distúrbios externos agindo sob o veículo. As condições iniciais consideradas estão relacionadas na Tabela (4).

Saturação nas entradas e incertezas paramétricas estão presentes nos problemas práticos para o controle de movimento de veículos autônomos. Levando em consideração

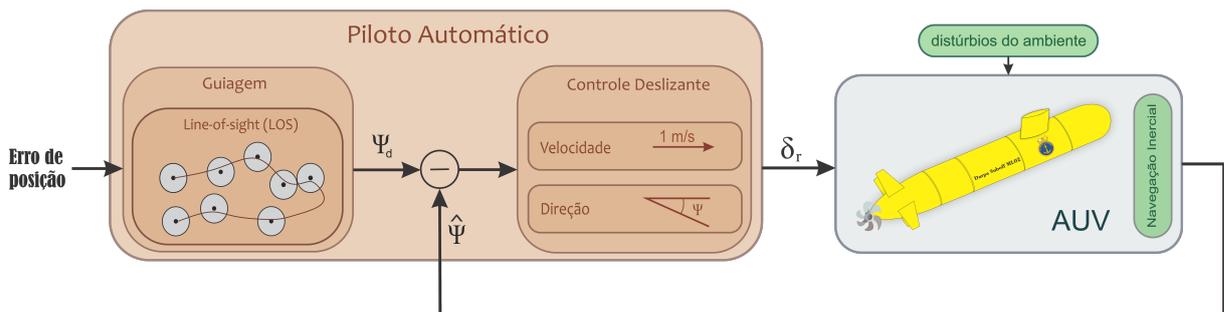


Figura 15 – Diagrama de Malha Fechada.

que o ângulo de direção é fisicamente limitado, e que a velocidade de rotação do leme também é limitada, foram inseridas nas simulações funções de saturação com os valores representador por ψ_{max} e r_{max} .

Tabela 4 – Condições iniciais.

Trajectoria	(X_o, Y_o, ψ_o)	u_{dis}	η	Φ	ψ_{max}	r_{max}	R
1	$(10, 10, 0^\circ)$						
2	$(-5, 10, 0^\circ)$	tanh	0.3	0.4	± 0.4 rad	15°/s	4 m
3	$(-5, -5, 0^\circ)$						
4	$(0, 0, 0^\circ)$						

O uso da função *sign* apresentou muita variação em torno da trajetória de referência. Por esse motivo, foi adotada a função *tanh* devido a sua fácil aplicação e bom desempenho no rastreamento, além de tornar a ação de controle mais suave se comparada a função *sign*. Além dela, também é possível utilizar a função saturação, uma vez que possui um comportamento muito semelhante a *tanh*.

5.2 Rastreamento de Trajetória

As simulações para a guiagem em malha fechada pela LOS foram realizadas com o propósito de demonstrar não apenas o alcance dos *waypoints* pré-programados, mas para garantir o rastreamento ao longo da trajetória gerada. Uma vez gerados os *waypoints*, o sistema de guiagem calcula a distância entre esses pontos e gera um ângulo de direção para o controlador. Entretanto, se tomarmos como base apenas os *waypoints* como referência, o rastreamento fica prejudicado por não possuir resolução suficiente para perseguir a trajetória desejada. Foi necessário, portanto, aumentar a quantidade de pontos de referência para o cálculo de ψ_d . Para isso, as variáveis “x_p” e “y_p” armazenam todas as coordenadas que compõem o caminho desejado e um indexador “i” incrementa, com passo 2, os pontos tomados como referência ao longo da trajetória. Dessa forma, aumenta-se o número de pontos de interesse e, conseqüentemente, a taxa de atualização de ψ_d .

O controlador, ao receber o ângulo de direção desejado, comanda o sistema para que se aproxime das coordenadas do ponto de referência. Após cada atualização do ângulo de direção, o sistema de guiagem verifica se a condição de proximidade, definida pela equação (2.44), é satisfeita. Quando esse ponto de referência entra na área do círculo de aceitação, um novo ponto de referência é selecionado para o cálculo do ângulo de direção desejado.

Os resultados obtidos para as quatro trajetórias podem ser observados na Figura (16). As linhas em vermelho representam as trajetórias geradas a partir da interpolação

cúbica das coordenadas dos *waypoints* de cada trajetória. A curva em azul ilustra o trajeto percorrido pelo veículo. Neste momento, a medida da coordenadas com a posição do veículo é considerada ideal, ou seja, não estão incluídos os erros que são peculiares dos sensores inerciais do SNI. Em todos os gráficos é possível observar que o veículo parte de sua posição inicial em direção ao primeiro *waypoint* (fase de aproximação) e em seguida persegue a trajetória planejada (fase de deslizamento). Nas simulações realizadas (Figura 16), o valor do raio de aceitação definido pela equação (2.44) para comutação do próximo *waypoint* é de 4 metros. Quando este valor aumenta, a trajetória do AUV tende a ter curvas mais suaves, porém com erros de rastreamento maiores.

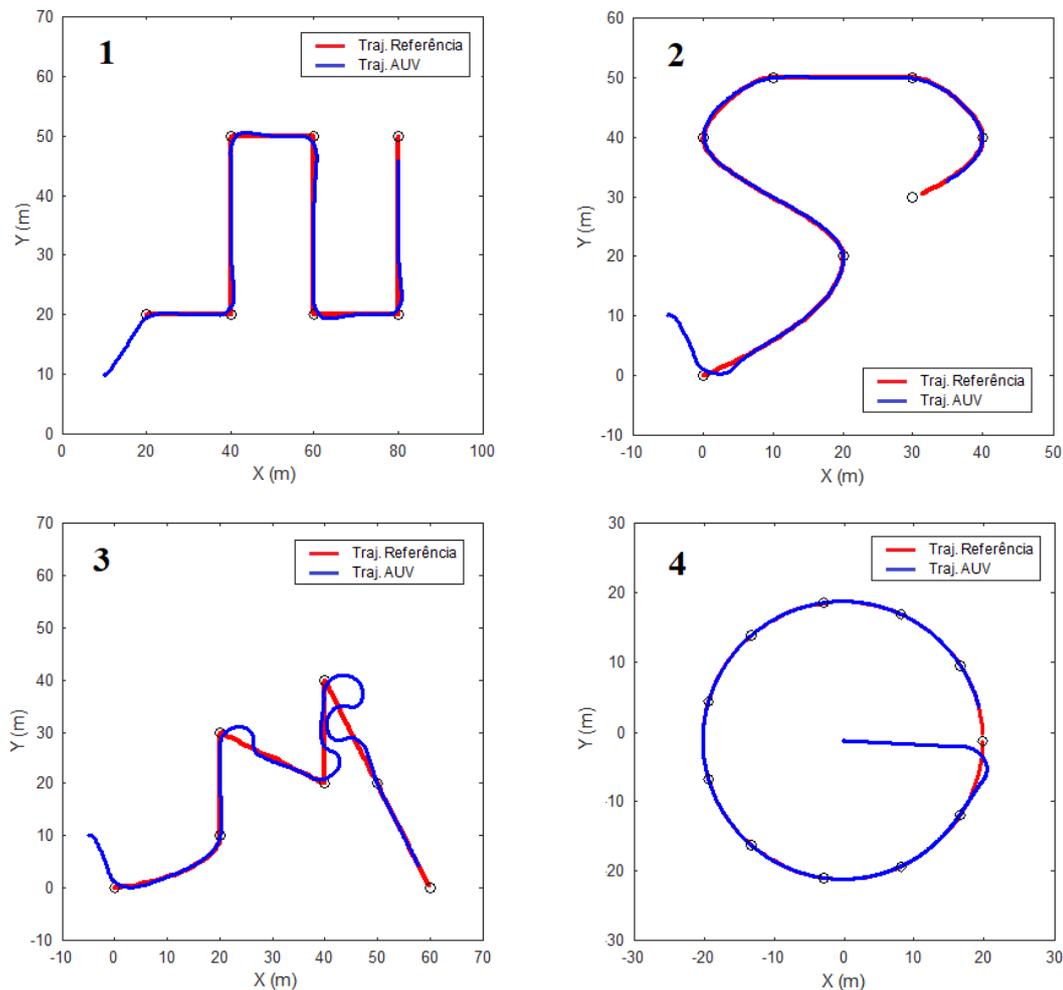


Figura 16 – Rastreamento das trajetórias sem os ruídos da medição pelo SNI.

Em comparação com as outras, a trajetória 3 possui curvas mais fechadas. O posicionamento dos *waypoints* foi gerado propositalmente de modo a forçar a saturação do ângulo de ataque do leme ($\psi_{max} = \pm 0.4 rad$), levando também em consideração a velocidade máxima de rotação do leme que é de $r_{max} = \pm 15^\circ/s$. A Figura (17) mostra em detalhes a dificuldade do veículo em realizar as curvas mais fechadas considerando as

restrições impostas.

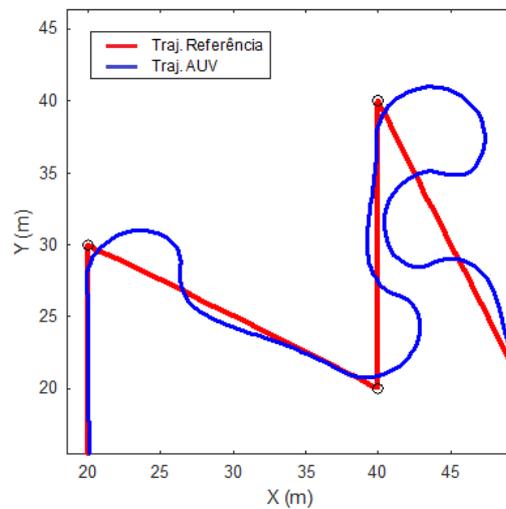


Figura 17 – Saturação do leme.

Para estas simulações, foi considerado que o veículo possui estabilidade de *roll* suficiente para efetuar as curvas de toda a trajetória. Como já mencionado, o projeto do piloto automático de direção proposto por este trabalho será utilizado como base para implementação prática. Entretanto, por ser um projeto em andamento, requer ajustes para uma melhor precisão do modelo adotado de acordo com as características físicas do veículo.

5.3 Simulação do GNC

O piloto automático de direção do veículo foi desenvolvido com o auxílio do Simulink. Tanto a planta quanto o controle de direção com 3-DOF foram implementados com o uso do software. A trajetória escolhida no arquivo *darpa.m* seleciona os *waypoints* armazenados no banco de dados que, por sua vez, são utilizados para gerar o ψ_d através do bloco de guiagem, conforme pode ser observado na Figura (18).

Para a modelagem do veículo, a dinâmica de u (*surge*) foi separada dos estados v , r e ψ os quais se referem ao movimento lateral. O modelo foi implementado segundo as equações de espaço de estado (4.37). Para construção da lei de controle foram implementadas, além da função *sign*, as funções *sat* e *tanh*. O controle da camada limite (ou largura de banda) foi realizado multiplicando σ por um ganho de $1/\Phi$. A Figura (19) mostra a construção do sinal de comando para o ângulo de ataque do leme, conforme (4.40). Além da lei de controle com taxa de aproximação constante, foi adicionado um termo de aproximação exponencial com ganho de $10 \cdot \sigma$ que pode ou não incluído através da chave manual.

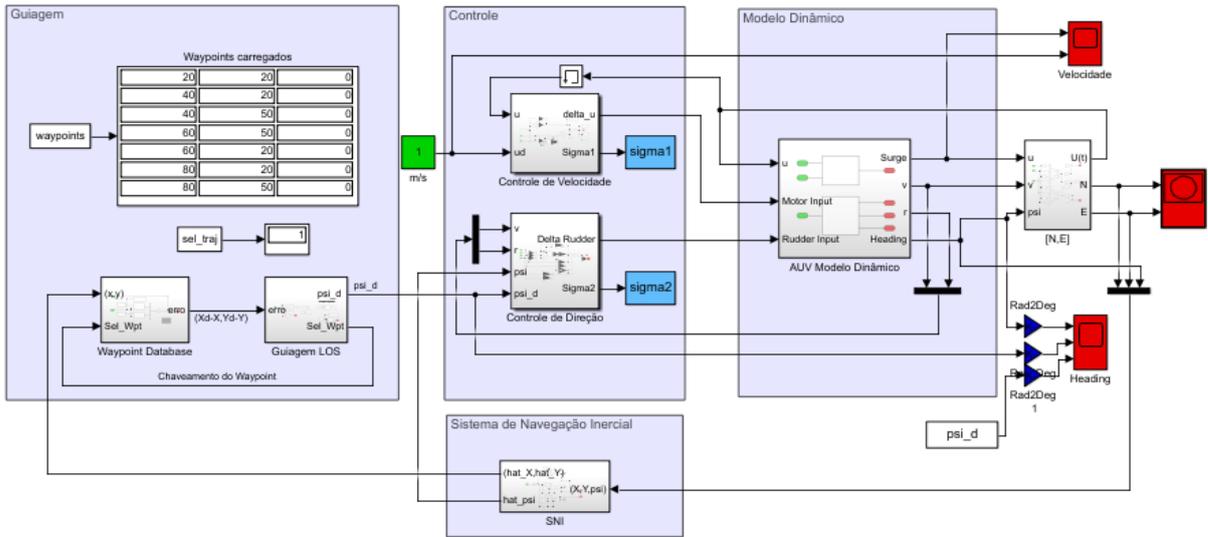


Figura 18 – Piloto automático de direção do Darpa Suboff ML02.

Para efeito de comparação, a simulação do acompanhamento de ψ_d para trajetória 1 utilizando os sinais \tanh e sign podem ser observados na Figura (20). Analisando os gráficos, é possível notar que a lei de controle com a função \tanh possui um erro de estado estacionário constante ao longo da variação de heading no tempo. Entretanto, o sinal de saída do leme sofre menos com a ação do chaveamento, contribuindo assim para evitar o sobreaquecimento das partes elétricas e desgaste mecânico, bem como uma melhor eficiência energética. Já a lei de controle com a função sign somado a lei de aproximação exponencial $10.\sigma$ resultou em uma melhor performance de rastreamento conforme mostrado na Figura (20b). Como consequência, o sinal de saída do leme sofre mais o efeito do chaveamento excessivo, conforme pode ser observado na Figura (22).

O eixo vertical está representado em graus ($0.4 \text{ rad} \approx 23^\circ$). Para ambos os casos, foram utilizados os mesmos valores das constantes auxiliares, de Φ e do ganho η . Assim, fica

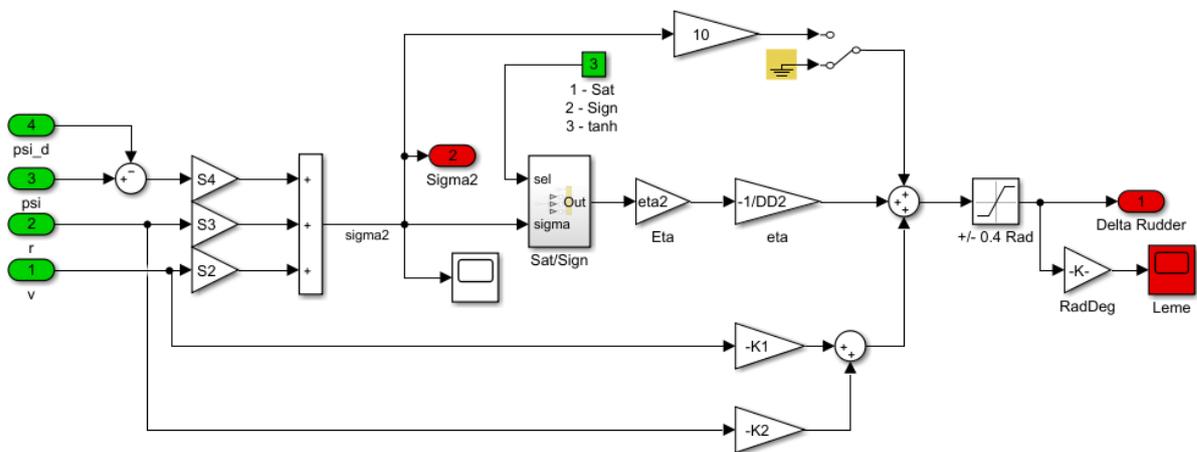


Figura 19 – Controle de direção.

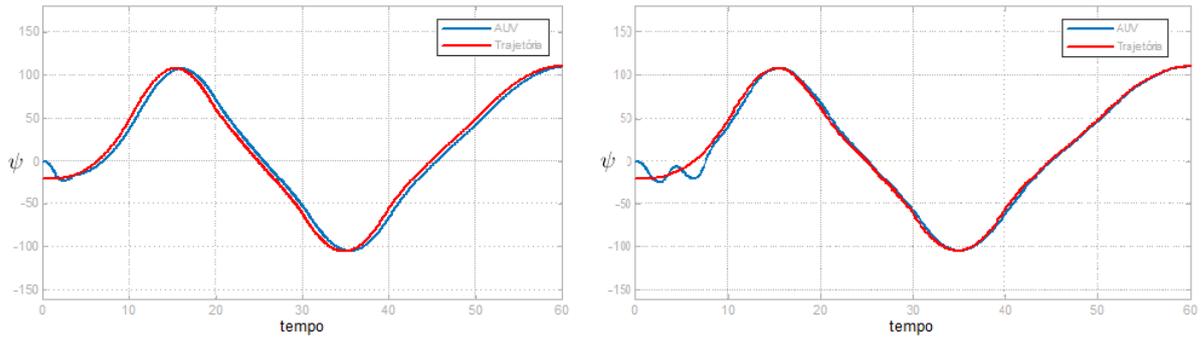


Figura 20 – Comparação entre as taxas de aproximação: (a) função \tanh sem 20σ , (b) função $Sign$ com 20σ .

claro que a substituição da função descontínua $Sign$ pela função $Tanh$ ou Sat , juntamente com o uso da camada limite Φ é mais apropriada não apenas pela ótica do desempenho de rastreamento, mas como uma ação de controle sustentável para que o veículo possa cumprir suas missões com eficiência.

As respostas para o sinal de controle utilizando as funções $Tanh$ e Sat possuem comportamento bem semelhante considerando o mesmo modelo e condições iniciais. A Figura (18) mostra a variação do ângulo de direção ψ no tempo. Os sinais de saída (u , v e ψ) no modelo dinâmico do AUV, são utilizados para o cálculo das equações cinemáticas, dadas por:

$$\dot{x} = u \cdot \cos(\psi) - v \cdot \sin(\psi) + V_x \tag{5.1}$$

$$\dot{y} = u \cdot \sin(\psi) + v \cdot \cos(\psi) + V_y \tag{5.2}$$

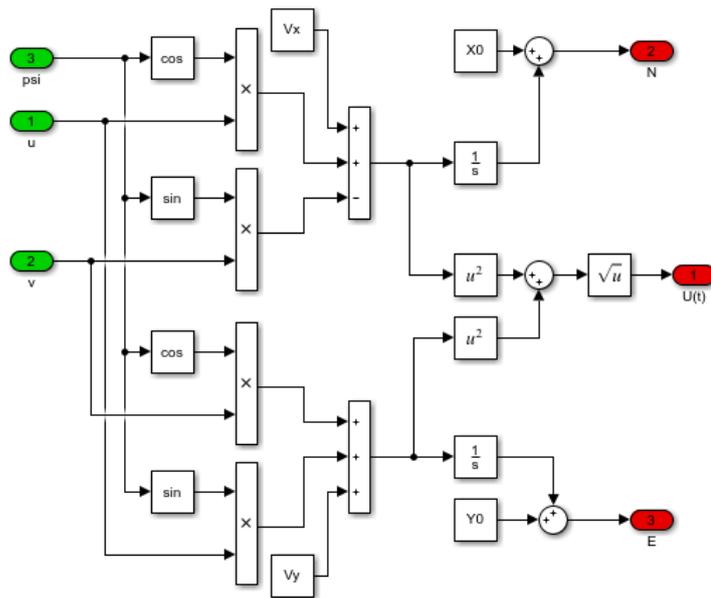


Figura 21 – Calcula a posição do veículo.

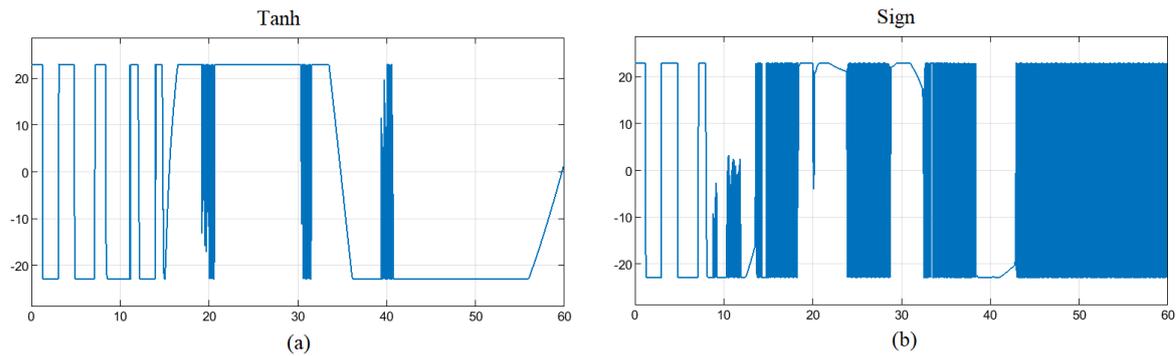


Figura 22 – Comparação sinal de comando do leme: (a) função \tanh sem 10σ , (b) função sign com 10σ .

onde V_x e V_y representam correntes marítimas que podem ser inseridas nas simulações. Integrando os valores de \dot{x} e \dot{y} e somando às coordenadas iniciais, teremos a posição atual do veículo com relação ao sistema de coordenadas NED, conforme pode ser observado na Figura (21). Além do cálculo das coordenadas, a velocidade atual do veículo também é calculada através da equação (2.39) já definida. O fechamento da malha de guiagem para rastreamento da trajetória é feito com a realimentação das posições atuais de x e y a partir da saída do módulo $[N,E]$, e os resultados apresentados na Figura (16).

5.4 Validação do Projeto

A metodologia adotada para a validação do projeto de controle de direção do Darpa Suboff ML02 consiste de três medidas a serem inseridas nas simulações: simulação com a presença de correntes marítimas, inserção dos erros provenientes das medidas dos sensores que compõem o sistema de navegação inercial e a variação paramétrica dos coeficientes do modelo dinâmico do veículo.

5.4.1 Posição Estimada pelo SNI

Para uma maior precisão na comparação simulação x realidade, o bloco SNI (Sistema de Navegação Inercial) foi incluído na simulação. Como o controle de guiagem em malha fechada exige que os estados estejam disponíveis, na prática, será utilizado um SNI embarcado no veículo com o objetivo de estimar sua posição, ou seja, suas coordenadas x e y . Cabe ressaltar que as equações de navegação não estão sendo consideradas nestas simulações, apenas os erros peculiares das medidas percebidas pelos sensores inerciais.

Considerando que os sensores inerciais não são ideais, suas medidas são contaminadas com erros que podem ser classificados em erros determinísticos e estatísticos. Para o erro de posição foi adicionado um ruído branco de 10^{-2} somado a um *bias* de 0.1m para coordenada. Já para o erro de direção um ruído branco de 10^{-2} somado a um *bias* variante

no tempo na ordem de $1^\circ/\text{h}$. Dessa forma, as coordenadas e o ângulo de saída passam a ser definidos como \hat{x} , \hat{y} e $\hat{\psi}$. A Figura (23) mostra as novas simulações realizadas para o rastreamento das trajetórias programadas com a inserção dos erros.

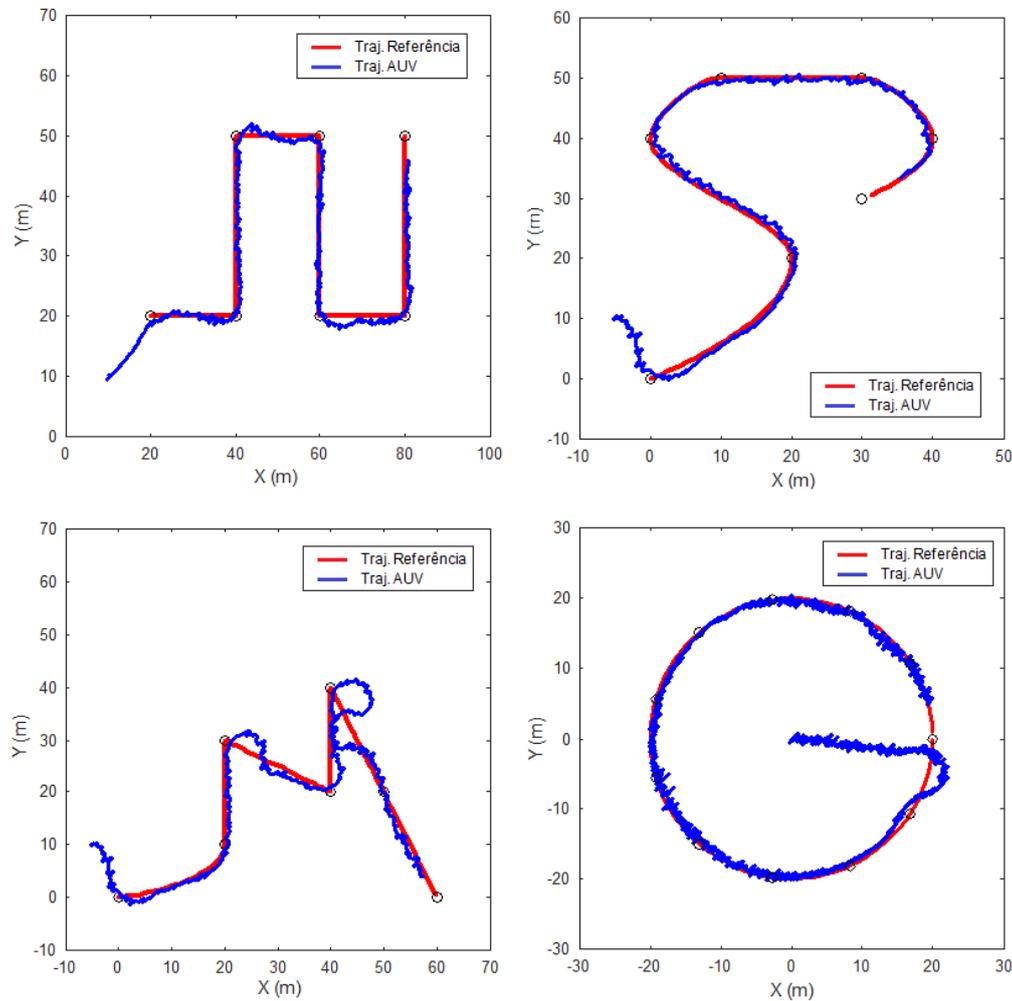


Figura 23 – Rastreamento das trajetórias com as posições estimadas pelo SNI.

Apesar da presença dos ruídos inseridos pelos erros na medida dos sensores inerciais, o controle de rastreamento da trajetória conseguiu obter resultados satisfatórios dentro dos limites e tolerâncias estabelecidas para a navegação. Cabe ressaltar que a velocidade de cruzeiro adotada nos experimentos contribuiu para um bom desempenho de rastreamento, bem como o posicionamento dos *waypoints* que formam a trajetória de referência.

5.4.2 Distúrbios e Correntes Marítimas

Considerando que o Darpa Suboff ML02 foi projetado para operar no mar, é importante incluir nas simulações a presença de correntes marítimas que podem atuar no sentido de desviar o veículo da trajetória de referência. Espera-se que ele possa cumprir o

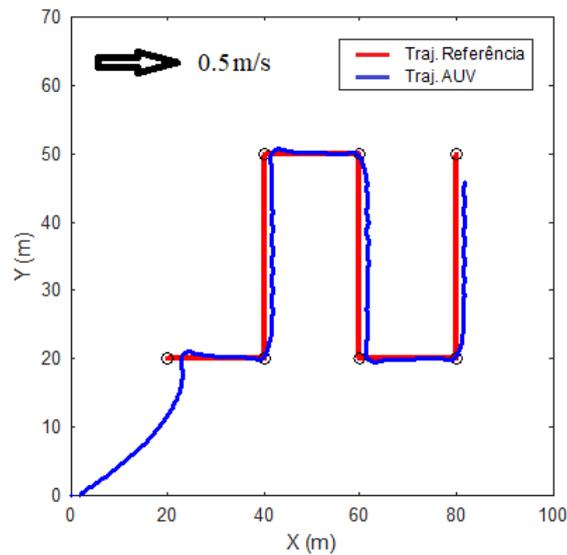


Figura 24 – Rastreamento da trajetória 1 com corrente de 0.5 m/s.

percurso, apesar dos possíveis distúrbios do meio. Dessa forma, foram adicionados valores para as velocidades V_x e V_y para verificação da performance do controle para rastreamento da trajetória desejada. Os valores inseridos são constantes ao longo de toda a trajetória.

A Figura (24) mostra a simulação para trajetória 1 com o $V_x = 0.5$ m/s. O raio do círculo de comutação considerado foi de 3 m. Analisando a figura, é possível observar que os trechos da vertical encontram-se deslocados para a direita, mesmo sentido da corrente inserida. Também, é possível notar a ação do controlador no sentido de manter o rastreamento da trajetória, acionando o leme e impedindo que o veículo se afaste da trajetória de referência. A performance do rastreamento se deve também, em grande parte, pela estratégia de guiagem adotada ao aumentar a quantidade de pontos de referência ao longo da trajetória. Cabe ressaltar que a lei de controle não prevê qualquer compensação para o ângulo de deriva causado pelas correntes marítimas. O objetivo neste ponto é testar o piloto automático de direção do veículo atuando sob condições possíveis de acontecerem nos testes experimentais.

A Figura (25) mostra uma comparação da trajetória 3, a qual possui as curvas mais fechadas, com a presença de uma corrente de 0.5 m/s a 45° no sentido ascendente positivo do gráfico mostrado. O valor do raio de aceitação para os valores de 3m (à esquerda) e 2m (à direita) foram simulados ambos com os mesmos parâmetros de controle e ambiente.

Observando as figuras, é possível notar diferença de percurso em ambas, mais precisamente no segundo trecho ascendente no sentido positivo do eixo y. Quando a área do círculo é menor ($R = 2$ m), o veículo possui muita dificuldade no rastreamento. A medida que se desloca no trecho de 30-40m com relação ao eixo y, a corrente afasta o veículo da trajetória desejada. Como não possui propulsor lateral, o mesmo torna a fazer voltas em

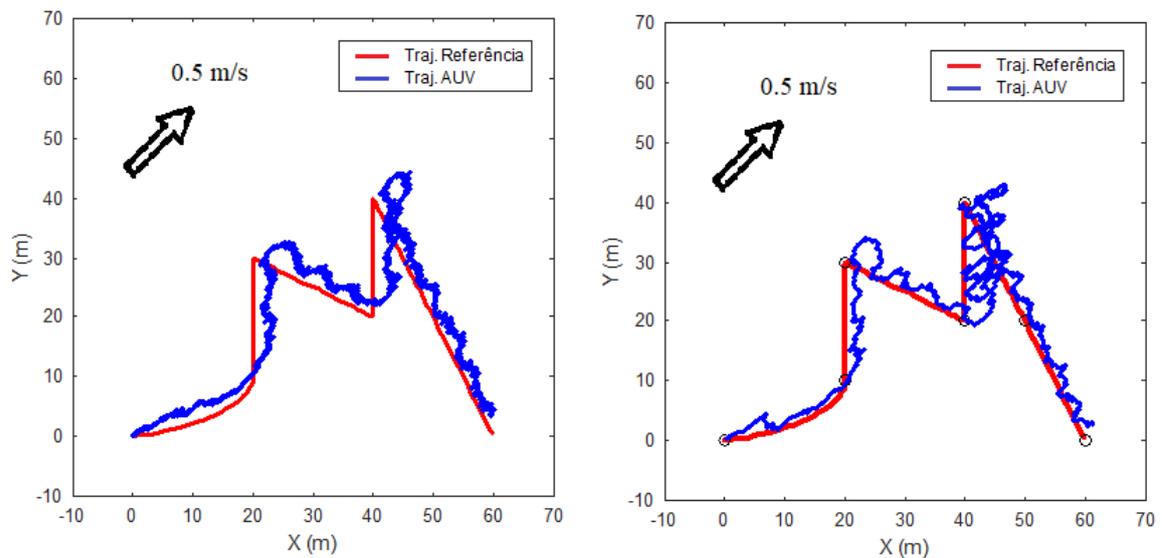


Figura 25 – Rastreamento das trajetórias com as posições estimadas pelo SNI.

torno do si numa tentativa de conseguir alcançar a condição de chaveamento do próximo ponto de referência, ou seja, inserir o ponto de referência dentro da área do círculo. Já com $R = 3\text{m}$ o mesmo não ocorre e o veículo consegue concluir o percurso com mais facilidade. Assim, o ajuste na distância de chaveamento do próximo ponto, levando em consideração a trajetória e as condições de ambiente, podem impactar diretamente na performance de rastreamento.

5.4.3 Variação Paramétrica do Modelo

Para verificação da robustez frente a incerteza dos parâmetros considerados no modelo, adotou-se uma variação em torno dos valores de referência considerados para o modelo dinâmico, conforme Apêndice A, em $\pm 5\%$, $\pm 10\%$ e $\pm 20\%$. Os valores foram relacionados na Tabela (5).

Tabela 5 – Variação dos parâmetros do modelo

	Referência	5%	10%	20%	-5%	-10%	-20%
X_u	-14	-14.7	-15.4	-16.8	-13.3	-12.6	-11.2
Y_v	-100	-105	-110	-120	-95	-90	-80
N_r	-30	-31.5	-33	-36	-28.5	-27	-24
$X_{\dot{u}}$	-4.65	-4.88	-5.12	-5.58	-4.42	-4.19	-3.72
$Y_{\dot{v}}$	-168.15	-176.56	-184.97	-201.78	-159.74	-151.34	-134.52
$N_{\dot{r}}$	-47.72	-50.11	-52.49	-57.26	-45.33	-42.95	-38.18
m	177	185.85	194.7	212.4	177	177	177
I_z	112.11	117.71	123.32	134.53	112.11	112.11	112.12

A trajetória 1 foi utilizada em todos os ensaios para comparação dos deslocamentos

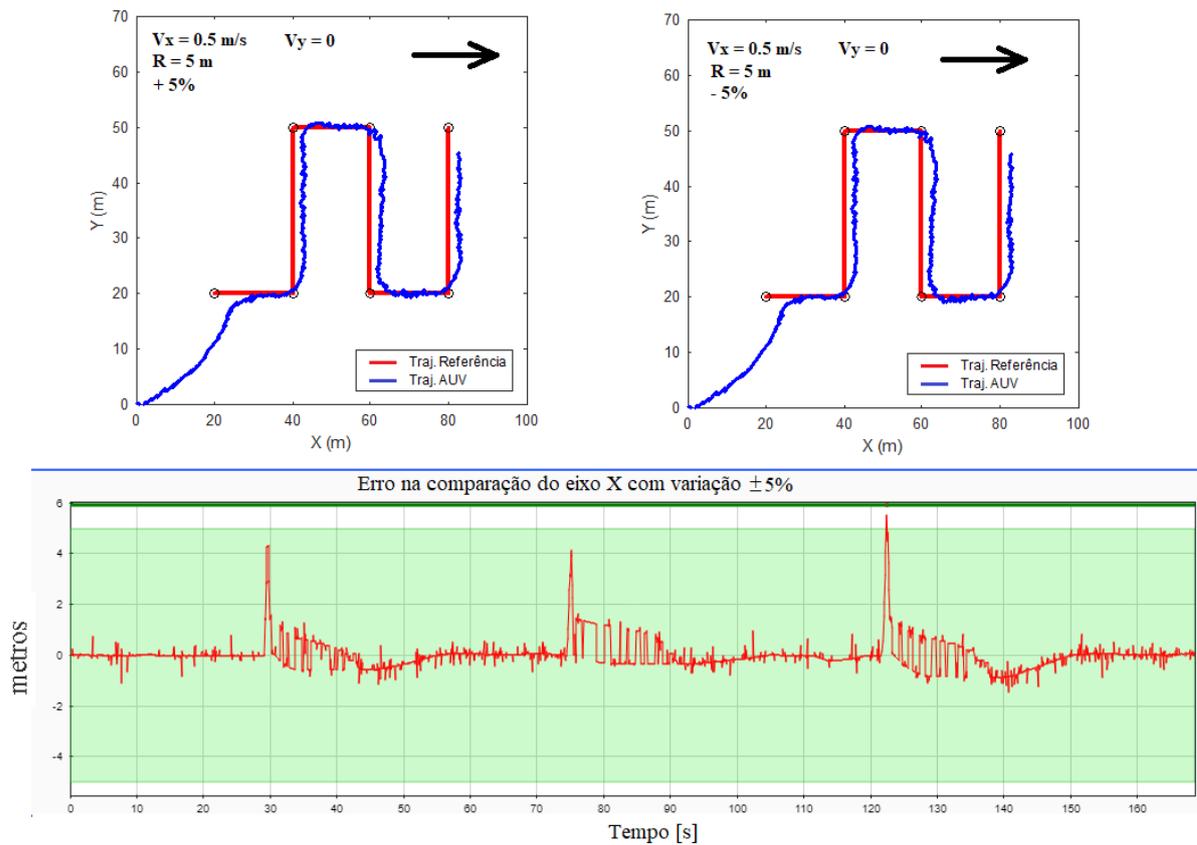


Figura 26 – Variação dos parâmetros em $\pm 5\%$.

sob ação da variação paramétrica no modelo. Como os valores de massa não podem ser menores de 177 Kg (peso estimado do casco), a variação de m prevê até 20% de aumento da carga embarcada. Para as variações negativas a massa considerada foi de 177 Kg. Foram geradas 3 condições diferentes para comparação das 3 faixas de variação propostas. Os parâmetros do controlador se mantiveram fixos em $\eta = 0.3$, $\Phi = 0.4$ com posição inicial em (0,0). Os resultados apresentados nas figuras abaixo demonstram que, apesar da incerteza do modelo e dos distúrbios presentes, o veículo busca constantemente se manter alinhado a trajetória de referência, cumprindo a condição de alcance ($R = 5\text{m}$) para todos os pontos de referência ao longo da trajetória.

Para efeito de comparação do erro entre os ensaios realizados, a variação da coordenada X, em metros, ao longo do tempo foi tomada como referência. Para cada intervalo proposto, os respectivos gráficos de erros mostraram que, apesar da variação dos parâmetros, o controle se mostrou eficiente para minimizar os erros de trajetória dentro do limite num raio máximo de 5m.

Notou-se ainda que a variação em torno dos parâmetros não foi o fator de maior impacto nos desvios de trajetórias, mas sim a presença de distúrbios no ambiente representados pela inserção das velocidades V_x e V_y . O sentido da corrente pode ser observado pela

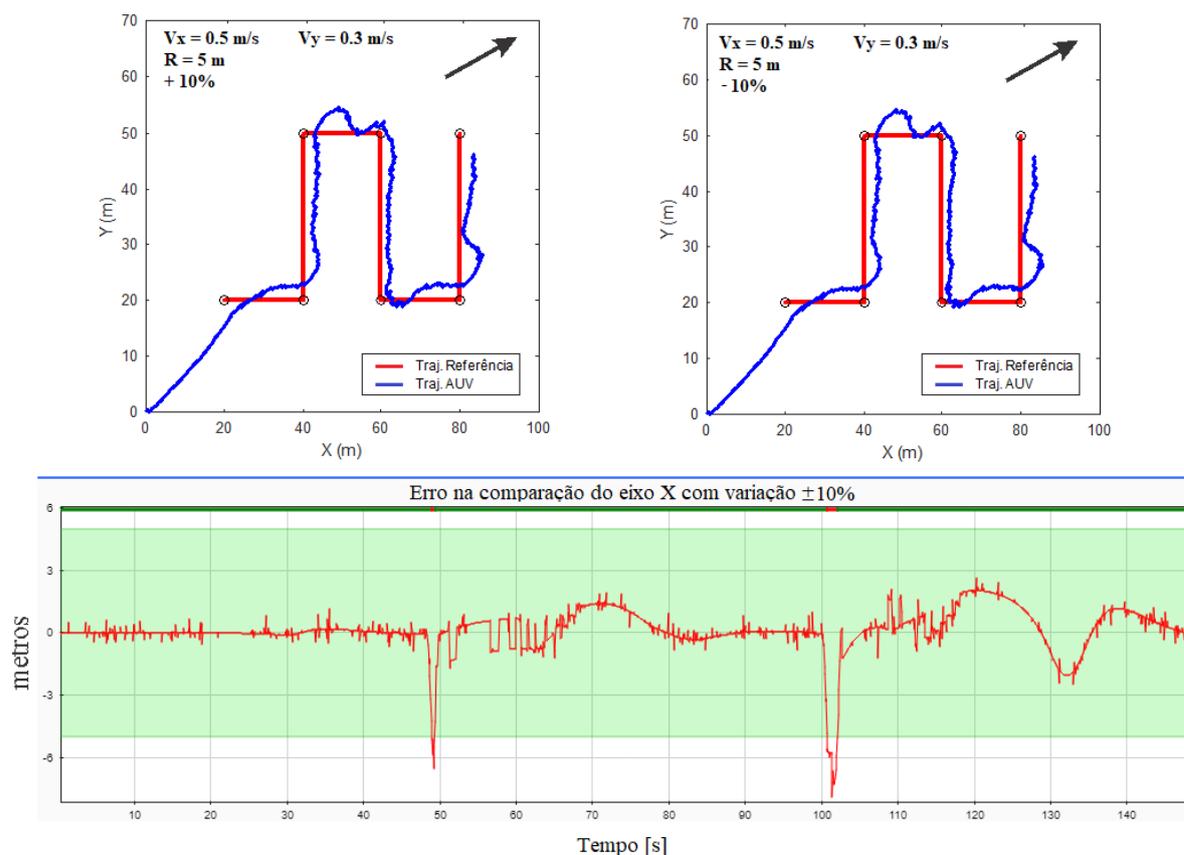


Figura 27 – Variação dos parâmetros em $\pm 10\%$.

representação da seta presente em cada gráfico. Como consequência, o valor do raio de comutação foi aumentado para 5 metros, melhorando assim a performance de rastreamento para estes ensaios. Em alguns casos, para $R < 5\text{m}$, o veículo não conseguiu concluir o percurso planejado. O maior valor considerado para as velocidades das correntes foi de 0.5m/s , o que corresponde a 50% da velocidade de operação do veículo. O objetivo neste ponto foi de tentar levar ao extremo a capacidade de perseguir o percurso planejado, considerando as características e limitações já descritas.

Considerando as três faixas de medidas propostas, os resultados podem ser observados nas Figuras (26), (27) e (28). Os dois gráficos superiores mostram o rastreamento de trajetória considerando a respectiva faixa de variação e, imediatamente abaixo, o gráfico de comparação dos erros das trajetórias desenvolvidas pelo veículo. O objetivo dessa simulação não é verificar o erro de rastreamento, mas sim o efeito da variação paramétrica do modelo nas duas condições.

Os piores desempenhos ocorreram com a inserção de correntes no sentido diagonal ao gráfico. Isso se deve ao fato de operar com velocidade constante e, sobretudo, pela ausência de propulsor lateral. Neste caso, o cálculo do ângulo de direção não foi contemplado com qualquer tipo de compensação para o ângulo de deriva gerado. Entretanto, o ajuste do raio

de comutação e a estratégia de guiagem adotada, aumentando os pontos de referência ao longo da trajetória, foram capazes de corrigir o rumo do veículo. Cabe ressaltar que o valor da distância vertical entre o centro de massa e o centro de flutuabilidade foi considerada constante. Com o aumento do peso, essa diferença tende a aumentar contribuindo para uma maior estabilidade de *roll*, considerando que CB e CG estão alinhados verticalmente.

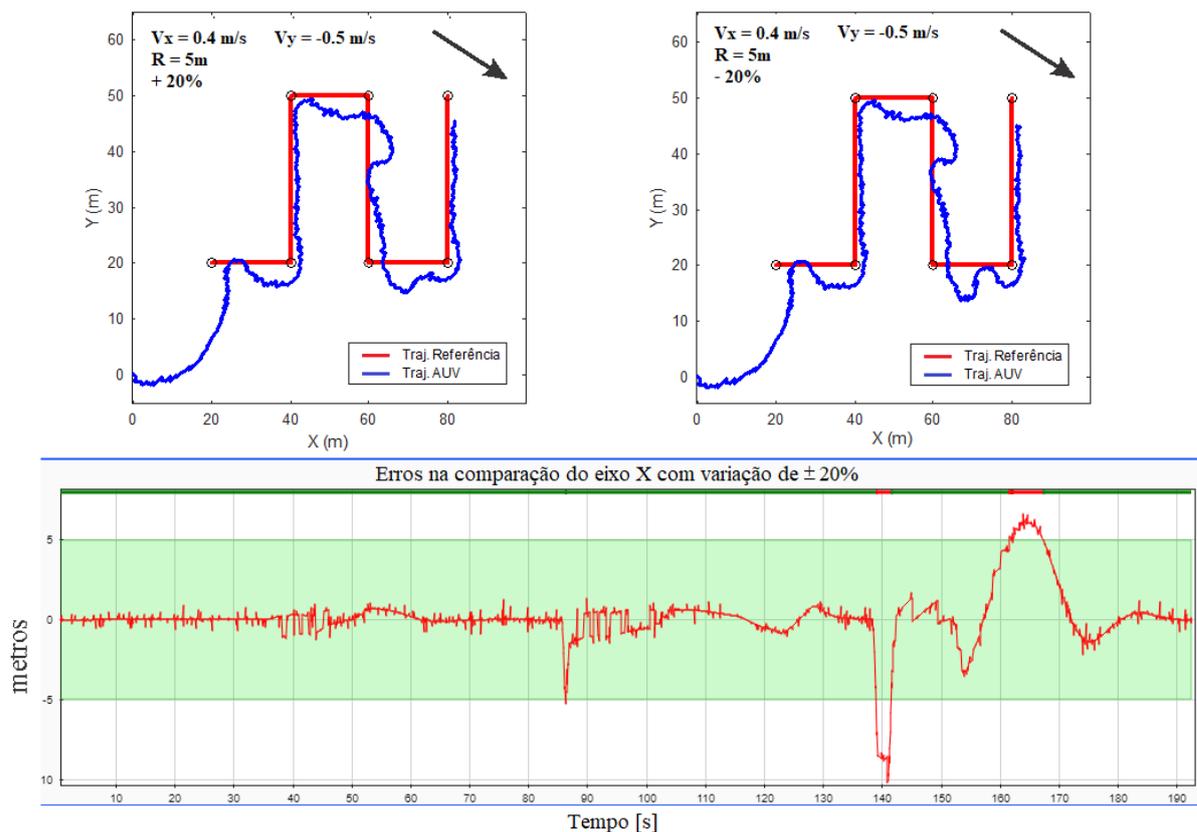


Figura 28 – Variação dos parâmetros em $\pm 20\%$.

5.4.4 Erro de rastreamento

Do ponto de vista da precisão de rastreamento considerando as condições de ensaios, conforme descritos na Tabela 5, cabe ressaltar que em todos eles o raio de comutação foi de 5m. Para valores menores, notou-se a presença de oscilações excessivas em torno da trajetória de referência e, em muitos casos, não foi possível nem mesmo concluir o percurso planejado. Portanto, o valor de R serve como um parâmetro de referência para uma análise qualitativa do rastreamento, considerando o modelo, controle e as condições de simulação já descritas.

Para uma melhor percepção, a Figura 29 mostra a variação no tempo da coordenada Y ao longo do tempo, tanto da curva de referência, quanto a curva realizada pelo veículo. Ao longo da curva de referência, uma faixa de $\pm 5\text{m}$ representa o valor do raio de comutação.

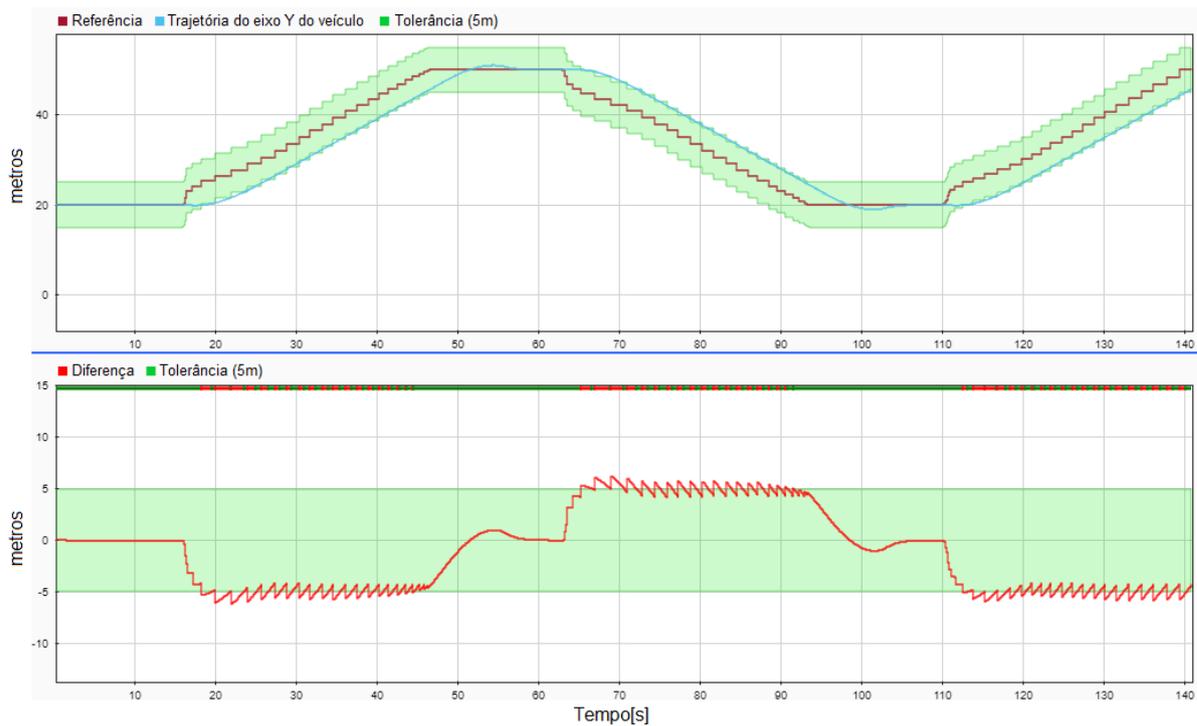


Figura 29 – Erro de Y variando no tempo.

Observando a curva do erro, em vermelho, no gráfico inferior, é possível perceber as áreas serrilhadas que correspondem a comutação dos pontos de referência ao longo da trajetória. A partir do momento em que o ponto a ser alcançado entra dentro do círculo de aceitação, o ângulo de direção é recalculado de modo a conduzir o veículo dentro dessa faixa de tolerância. Portanto, quanto menor o valor de R maior será a precisão, porém a dificuldade do veículo em rastrear a trajetória, considerando os distúrbios e limitações de operação, se torna mais evidente.

Tabela 6 – Erro máximo percentual.

Faixa	Erro máx. (m)	Erro percentual (%)
+5%	2.746	1.831
-5%	2.456	1.637
+10%	6.648	4.432
-10%	6.347	4.231
+20%	6.722	4.481
-20%	6.662	4.441

A Tabela 6 mostra o erro máximo percentual, para cada faixa de variação, considerando o erro máximo obtido nas coordenadas de x e/ou y durante a trajetória de referência. Para o cálculo do erro, o ponto de maior desvio da trajetória de referência, em metros, foi dividido pelo seu comprimento total. No caso da trajetória 1, o comprimento total é de 150 m. Para as faixas de $\pm 10\%$ e $\pm 20\%$, cujas correntes estão no sentido diagonal, os

erros são maiores em virtude da falta de propulsor lateral. Os valores de erros encontrados foram considerados pequenos, tendo em vista que, esses valores podem melhorar ainda mais se foram consideradas trajetórias de comprimento maiores.

Dessa forma, a sintonia do controle, visando a performance de rastreamento, é determinada por um conjunto de ajuste dos fatores que passam não apenas pela escolha dos ganhos k e η , mas também pelo valor da camada limite Φ e do raio R , fatores estes determinantes para o cumprimento da missão.

6 CONSIDERAÇÕES FINAIS

As simulações realizadas para a guiagem pela LOS comprovaram a eficácia do método, uma vez que o veículo é capaz de alcançar os pontos de referência das trajetórias, levando em consideração as condições limites de saturação e operação de seus lemes. O controle de modo deslizante também se mostrou eficaz diante das incertezas relacionadas ao levantamento dos coeficientes hidrodinâmicos da planta, e robusto para cumprir as missões propostas, considerando os erros e perturbações inseridas.

O modelo dinâmico utilizado no Darpa Sufoff ML02 pode ser reutilizado para outros AUV com formato de torpedo, pois permite alterações e ajustes individuais dos coeficientes para adequações em caso de alteração no casco do modelo físico.

A lei de controle utilizando a função *tanh* para entrada descontínua se mostrou a mais adequada para aplicação prática. Levando em consideração o sinal de comando para o leme, o comportamento mais suave implica diretamente no aumento da autonomia do veículo durante as missões, pois o consumo energético elevado, gerado pelo efeito *chattering*, ocasiona aumento de temperatura dos componentes e excitação de possíveis dinâmicas não modeladas para resposta de alta frequência, podendo levar à instabilidade.

Por ocasião do planejamento da missão do veículo autônomo submarino, tanto os limites de saturação do propulsor e do ângulo de direção, quanto a velocidade de rotação do leme, são fatores que devem ser levados em consideração, pois o mesmo pode sofrer desvios indesejados, apresentar oscilações excessivas durante o rastreamento ou até mesmo não conseguir alcançar a trajetória desejada.

As simulações realizadas neste trabalho permitiram perceber as dificuldades e desafios enfrentados tanto no modelamento da dinâmica quanto no controle de direção do veículo. A performance do rastreamento de trajetória está diretamente ligada ao ajuste dos polos de malha fechada, que conferem a dinâmica desejada no plano deslizante, passando pelo ganho η , raio de comutação e pela escolha da largura de banda da camada limite. O valor de η escolhido foi suficiente para garantir a robustez necessária mesmo diante a variação paramétrica no modelo, conforme as simulações apresentadas. O maior fator de impacto nos desvios de trajetórias foi a inserção de distúrbios no meio de operação, uma vez que a técnica de guiagem apresentada não contemplou nenhum artifício de compensação para o ângulo de deriva gerado. A ausência de propulsor lateral também contribuiu para a dificuldade de compensação dos desvios de trajetória.

A implementação da técnica de SMC requer um conhecimento prévio da dinâmica associada a planta, o que na prática não é trivial em virtude das dificuldades já apresentadas para levantamento e cálculo dos coeficientes hidrodinâmicos do veículo. Uma vez garantida

a estabilidade do modelo (pólos no semiplano esquerdo), o Lemma de Barbalat garante a convergência do erro para zero em um tempo finito, desde que o ganho η seja escolhido para ser grande o suficiente, de modo superar os efeitos desestabilizadores da dinâmica não modelada. O valor de η pode ser visto, portanto, como um termo de ponderação entre robustez e performance.

O objetivo principal do trabalho foi atingido com o desenvolvimento de uma plataforma de simulação para o controle de direção do veículo. A partir dessa plataforma, diversas áreas de conhecimento podem ser exploradas, gerando novos estudos e projetos para melhoria e aperfeiçoamento do modelo.

6.1 Sugestões de trabalhos futuros

Visando a continuidade da pesquisa, apresentam-se sugestões para trabalhos futuros nesta seção. Considerando a riqueza do ambiente da pesquisa subaquática, ainda existem muitas áreas inexploradas. Assim, com base no sistema de controle de um veículo submarino autônomo, podem ser relacionadas as seguintes sugestões

- Simulação CFD.

Como o veículo autônomo submarino Darpa ML02 ainda está em fase de construção, as simulações obtidas neste estudo servirão de base para aplicação prática quando o mesmo que estiver concluído. Para uma navegação eficiente, é desejável a execução de testes experimentais em tanques de prova para levantamento dos coeficientes hidrodinâmicos em três graus de liberdade (movimento planar). Entretanto, necessita-se de uma estrutura de difícil acesso, o que torna um processo de custos elevados e de difícil execução. Uma abordagem factível e que apresenta uma boa aproximação se comparados aos dados experimentais em tanques de provas é a simulação dos experimentos através de softwares de CFD (*Computational Fluid Dynamics*). Mais detalhes podem ser encontrados em (51). Através desses softwares é possível fazer a análise da performance hidrodinâmica do casco simulando o escoamento em um fluido como uma forma de prevê o desempenho dinâmico esperado e assim fornecer diretrizes mais sólidas para o projeto.

- Melhorar o modelo dinâmico do veículo.

De posse dos coeficientes hidrodinâmicos do modelo, outro fator que tornaria a navegação mais consistente seria considerar os coeficientes relacionados ao movimento acoplado, incluindo os termos estimados no modelo dinâmico do veículo, bem como considerar os seis graus de liberdade possíveis. Os coeficientes de amortecimento relacionados ao propulsor e aos lemes verticais e horizontais também devem ser considerados.

- Implementação do controle de profundidade.

Por ser um veículo subaquático, a implementação do controle de profundidade é de grande importância para continuidade nas pesquisas científicas relacionadas a testes de sensores, hélices e coleta de dados de interesse da Marinha.

- Controle adaptativo

Avaliar a possibilidade do uso de controle adaptativo no projeto do Darpa ML02. A ideia básica da abordagem de controle adaptativo consiste em projetar os sistemas que exibem as mesmas propriedades dinâmicas sob condições de incerteza baseadas na utilização de informações atuais. Envolve modificar a lei de controle usada por um controlador para lidar com o fato de que os parâmetros do sistema que estão sendo controlados são lentamente variados ou incertos no tempo. Isso implicaria em melhorar as características dinâmicas enquanto as propriedades de uma planta ou ambiente controlado estão variando.

- Algoritmo para evitar colisão

Implementar um algoritmo que atue na prevenção e proteção dos sensores embarcados na presença de obstáculos, evitando assim possíveis colisões durante a navegação.

- Modelo observador para prever correntes marítimas

Propor um modelo de observador que possa auxiliar na navegação do veículo, de modo a prevê perturbações no ambiente de operação, tais como ventos ou correntes marítimas, e incluir a ação de controle necessária para compensar tais perturbações.

- Avaliação dos impactos dos parâmetros do modelo

Em virtude da incerteza, no modelamento dinâmico, relacionada aos coeficientes hidrodinâmicos que compõem o modelo, a simulação com a variação paramétrica de cada parâmetro, de forma independente, forneceria uma melhor avaliação dos impactos causados por cada parâmetro. Dessa forma, seria possível traçar melhores estratégias para tratar o problema, considerando o fator de impacto de cada parâmetro nos resultados de rastreamento da trajetória.

REFERÊNCIAS

- 1 FOSSEN, T. I. *Handbook of Marine Craft Hydrodynamics and Motion Control*. [S.l.: s.n.], 2011. ISSN 1080-2371. ISBN 9781119991496. 9, 21, 22, 25, 26, 29, 31, 33, 34, 36, 38, 51
- 2 SLOTINE, J.; LI, W. *Applied Nonlinear Control*. Prentice Hall, 1991. ISBN 9780130408907. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=cwpRAAAAMAAJ>>. 9, 45, 49, 94
- 3 SNAME. *Nomenclature for Treating the Motion of a Submerged Body Through a Fluid: Report of the American Towing Tank Conference*. Society of Naval Architects and Marine Engineers, 1950. (Technical and research bulletin). Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=VqNFGwAACAAJ>>. 11, 22, 26, 31
- 4 BARNACK, W. et al. Development of a Propeller for an Autonomous Underwater Vehicle With a Hull Geometry of the Darpa Suboff Model. *Congresso Nacional de Engenharia Mecânica*, 2018. 11, 18, 41, 80
- 5 DUNBABIN, M.; MARQUES, L. Robotics for Environmental Monitoring [From the Guest Editors]. *IEEE Robotics & Automation Magazine*, IEEE, v. 19, n. 1, p. 20–23, 2012. ISSN 1070-9932. 17
- 6 XINGHUA, C.; JUAN, L. Auv planner tracking control based on the line of sight guidance method. In: *2014 IEEE International Conference on Mechatronics and Automation*. [S.l.: s.n.], 2014. p. 1204–1208. 17, 19
- 7 CHEN, C.; KOUH, J.; TSAI, J. Modeling and simulation of an auv simulator with guidance system. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, v. 38, n. 2, p. 211–225, April 2013. 18, 22, 40
- 8 AVILA, J. P. J. *Modelagem e Identificação de Parâmetros Hidrodinâmicos de um Veículo Robótico Submarino*. Tese (Doutorado) — Universidade de São Paulo, 2008. 18, 29
- 9 DANTAS, J. L. et al. Analysis of identification methods applied to free model tests of the pirajuba auv. *IFAC Proceedings Volumes*, v. 46, n. 33, p. 185 – 190, 2013. ISSN 1474-6670. 9th IFAC Conference on Control Applications in Marine Systems. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667016461550>>. 19
- 10 NOMOTO, K. Analysis of kempf's standard manoeuvre test and proposed steering quality indices. In: . [S.l.: s.n.], 1960. ISSN 1474-6670. DTRC Report 1461. 19
- 11 LJUNG, L. *System Identification: Theory for the User*. Pearson Education, 1998. ISBN 9780132440530. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=fYSrk4wDKPsC>>. 19
- 12 ENG, Y. et al. Identification of the hydrodynamics coefficients of an underwater vehicle using free decay pendulum motion. In: *International MultiConference of Engineers and Computer Scientists*. [S.l.: s.n.], 2008. v. 2, p. 423–430. 19

- 13 ITKIS, U. *Control systems of variable structure*. John Wiley & Sons, Incorporated, 1976. (A Halsted Press book). ISBN 9780470150726. Disponível em: <https://books.google.com.br/books?id=_A4oAQAAMAAJ>. 19
- 14 UTKIN, V. *Sliding Modes in Control and Optimization*. Springer Berlin Heidelberg, 1992. (Communications and Control Engineering). ISBN 3540535160. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=iVPuCAAQAQBAJ>>. 19
- 15 HEALEY, A. J.; LIENARD, D. Multivariable sliding mode control for autonomous diving and steering of unmanned underwater vehicles. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, v. 18, n. 3, p. 327–339, July 1993. 19, 39, 44, 50, 54
- 16 HEALEY, A.; MARCO, D. Slow speed flight control of autonomous underwater vehicles: Experimental results with nps auv ii. *The Second International Offshore and Polar Engineering Conference*, 1992. 19, 35, 50
- 17 JALVING, B. The ndre-auv flight control system. *IEEE Journal of Oceanic Engineering*, v. 19, n. 4, p. 497–501, Oct 1994. 19
- 18 JANTAPREMJIT, P.; WILSON, P. A. Control and guidance for homing and docking tasks using an autonomous underwater vehicle. In: *2007 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems*. [S.l.: s.n.], 2007. p. 3672–3677. 19
- 19 SFAHANI, Z. F.; VALI, A.; BEHNAMGOL, V. Pure pursuit guidance and sliding mode control of an autonomous underwater vehicle for pipeline tracking. In: *2017 5th International Conference on Control, Instrumentation, and Automation (ICCIA)*. [S.l.: s.n.], 2017. p. 279–283. 19, 20
- 20 YANGYANG, Z. et al. Research on control method of auv terminal sliding mode variable structure. In: *2017 International Conference on Robotics and Automation Sciences (ICRAS)*. [S.l.: s.n.], 2017. p. 88–93. 19
- 21 YAN, Y.; YU, S. Sliding mode tracking control of autonomous underwater vehicles with the effect of quantization. *Ocean Engineering*, v. 151, p. 322 – 328, 2018. ISSN 0029-8018. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029801818300349>>. 19
- 22 XIA, Y. et al. Improved line-of-sight trajectory tracking control of under-actuated auv subjects to ocean currents and input saturation. *Ocean Engineering*, v. 174, p. 14 – 30, 2019. ISSN 0029-8018. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029801818317281>>. 19
- 23 FENG, Z.; ALLEN, R. H/sub ∞ / autopilot design for an autonomous underwater vehicle. In: *Proceedings of the International Conference on Control Applications*. Glasgow, Scotland, UK: IEEE, 2003. v. 1, n. 2001, p. 350–354. ISBN 0-7803-7386-3. Disponível em: <<http://ieeexplore.ieee.org/document/1040211/>>. 19
- 24 AGUILAR, L. P.; DONHA, D. C. Auv guidance and navigation using intelligent control. *IFAC Proceedings Volumes*, v. 42, n. 18, p. 223 – 228, 2009. ISSN 1474-6670. 8th IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Craft. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667016318985>>. 19

- 25 PENG, X.; ZHANG, J.; LI, P. Fuzzy logic guidance of a control-configured autonomous underwater vehicle. In: *2018 37th Chinese Control Conference (CCC)*. [S.l.: s.n.], 2018. p. 3989–3993. 19
- 26 SARHADI, P.; NOEI, A. R.; KHOSRAVI, A. Adaptive integral feedback controller for pitch and yaw channels of an AUV with actuator saturations. *ISA Transactions*, Elsevier, v. 65, p. 284–295, 2016. ISSN 00190578. Disponível em: <<http://dx.doi.org/10.1016/j.isatra.2016.08.002>>. 19
- 27 NABI, G. et al. Adaptive tracking controller design for the horizontal planner motion of an autonomous underwater vehicle. In: *2019 16th International Bhurban Conference on Applied Sciences and Technology (IBCAST)*. [S.l.: s.n.], 2019. p. 837–841. 19
- 28 LI, B.; SU, T.-C. Nonlinear heading control of an autonomous underwater vehicle with internal actuators. *Ocean Engineering*, v. 125, p. 103 – 112, 2016. ISSN 0029-8018. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029801816303365>>. 19
- 29 FOSSEN, T. I.; BREIVIK, M.; SKJETNE, R. Line-of-sight path following of underactuated marine craft. *IFAC Proceedings Volumes*, v. 36, n. 21, p. 211 – 216, 2003. ISSN 1474-6670. 6th IFAC Conference on Manoeuvring and Control of Marine Craft (MCMC 2003), Girona, Spain, 17-19 September, 1997. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667017378096>>. 19
- 30 LUQUE, J. C. C.; DONHA, D. C. Auv robust guidance control*. *IFAC Proceedings Volumes*, v. 41, n. 1, p. 85 – 90, 2008. ISSN 1474-6670. 2nd IFAC Workshop on Navigation, Guidance and Control of Underwater Vehicles. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S1474667015355063>>. 19
- 31 ATAELI, M.; YOUSEFI-KOMA, A. Three-dimensional optimal path planning for waypoint guidance of an autonomous underwater vehicle. *Robotics and Autonomous Systems*, v. 67, p. 23 – 32, 2015. ISSN 0921-8890. Advances in Autonomous Underwater Robotics. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0921889014002279>>. 19
- 32 WHANG, I. H.; HWANG, T. W. Horizontal waypoint guidance design using optimal control. *IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems*, v. 38, n. 3, p. 1116–1120, July 2002. 19
- 33 BREIVIK, M.; FOSSEN, T. I. Guidance laws for autonomous underwater vehicles. *Underwater vehicles*, InTech, p. 51–76, 2009. 20, 37
- 34 MCGOOKIN, E. W. et al. Ship steering control system optimisation using genetic algorithms. *Control Engineering Practice*, v. 8, n. 4, p. 429 – 443, 2000. ISSN 0967-0661. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0967066199001598>>. 20
- 35 FOSSEN, T. I.; LEKKAS, A. M. Direct and indirect adaptive integral line-of-sight path-following controllers for marine craft exposed to ocean currents. *International Journal of Adaptive Control and Signal Processing*, v. 31, n. 4, p. 445–463, 2017. ISSN 10991115. 20

- 36 REPOULIAS, F.; PAPADOPOULOS, E. Planar trajectory planning and tracking control design for underactuated auvs. *Ocean Engineering*, v. 34, n. 11, p. 1650 – 1667, 2007. ISSN 0029-8018. Disponível em: <<http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0029801807000509>>. 20
- 37 GERTLER, M.; HAGEN, G. R. *Standard Equations of Motion for Submarine Simulation*. [S.l.], 1967. 42 p. 22, 34
- 38 FELDMAN, J. *DTNSRDC Revised Standard Submarine Equations of Motions*. [S.l.], 1979. 22, 34
- 39 FOSSEN, T. I.; FJELLSTAD, O.-E. Nonlinear modelling of marine vehicles in 6 degrees of freedom. *Mathematical Modelling of Systems*, v. 1, n. 1, p. 17–27, jan 1995. ISSN 1381-2424. Disponível em: <<http://www.tandfonline.com/doi/abs/10.1080/13873959508837004>>. 22, 28
- 40 FOSSEN, T. I. *Guidance and Control of Ocean Vehicles*. [s.n.], 1994. 494 p. ISSN 00051098. ISBN 0471941131. Disponível em: <<http://linkinghub.elsevier.com/retrieve/pii/0005109896823314>>. 22, 23, 26, 27, 29, 81
- 41 BRITTING, K. R. *Inertial Navigation System Analysis*. New York: John Wiley and Sons, 1971. 23
- 42 FALTINSEN, O. *Sea Loads on Ships and Offshore Structures*. Cambridge University Press, 1993. (Cambridge Ocean Technology Series). ISBN 9780521458702. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=qZq4Rs2DZXoC>>. 28
- 43 GROVES, N. C.; HUANG, T. T.; CHANG, M. S. *Geometric Characteristics of DARPA (Defense Advanced Research Projects Agency) SUBOFF Models (DTRC Model Numbers 5470 and 5471)*. [S.l.], 1989. Disponível em: <<https://apps.dtic.mil/docs/citations/ADA210642w>>. 41, 42, 80
- 44 TOXOPEUS, S. Viscous-flow calculations for bare hull DARPA SUBOFF submarine at incidence. *International Shipbuilding Progress*, v. 55, n. 3, p. 227–251, 2008. ISSN 0020868X. 41
- 45 WU, L.; SHI, P.; SU, X. *Sliding Mode Control of Uncertain Parameter-Switching Hybrid Systems*. Wiley, 2014. (Wiley Series in Dynamics and Control of Electromechanical Systems). ISBN 9781118862629. Disponível em: <<https://books.google.com.br/books?id=RHnnAwAAQBAJ>>. 44, 45, 49
- 46 GOULART, R. C. B. *Aplicação do Controle em Modo Deslizante para o Controle de Manobras de Submarinos*. 212 p. Dissertação (Mestrado), 2010. 45, 53
- 47 RODRIGUES, L.; TAVARES, P.; PRADO, M. G. de S. Sliding mode control of an auv in the diving and steering planes. In: *OCEANS 96 MTS/IEEE Conference Proceedings. The Coastal Ocean - Prospects for the 21st Century*. [S.l.: s.n.], 1996. v. 2, p. 576–583 vol.2. 47
- 48 HERNÁNDEZ, W. P. et al. *Modelagem dinâmica de um robô submarino semi-autônomo (tipo rov) para inspeção de risers*. Dissertação (Mestrado) — UFRJ, 2012. 47

-
- 49 DECARLO, R. A.; ZAK, S. H.; MATTHEWS, G. P. Variable structure control of nonlinear multivariable systems: a tutorial. *Proceedings of the IEEE*, v. 76, n. 3, p. 212–232, March 1988. 48, 50
- 50 BANDYOPADHYAY, B.; JANARDHANAN, S.; SPURGEON, S. K. *Advances in Sliding Mode Control*. [s.n.], 2013. v. 440. ISBN 978-3-642-36985-8. Disponível em: <<http://link.springer.com/10.1007/978-3-642-36986-5>>. 49
- 51 CAN, M. *Numerical Simulation Of Hydrodynamic Planar Motion Mechanism Test For Underwater Vehicles*. Tese (Doutorado), 2014. 73

APÊNDICE A – DADOS DO DARPA SUBOFF ML-02

A.1 Descrição Geral

Os dados geométricos do veículo Darpa Suboff ML02 foram retirados de (4) e serão apresentados nas tabelas a seguir. A densidade da água salgada a 20°C considerada nas simulações foi de $\rho = 998 \text{ Kg}/\text{m}^3$. A aceleração da gravidade considerada foi de $g = 9.81\text{m}/\text{s}^2$. O veículo foi construído em uma escala de 1:1.588 do tamanho das medidas originais, apresentadas em (43), e relacionadas na tabela abaixo.

Descrição	Símbolo	DARPA SUBOFF (Toxopeus,2008)	AUV ML02 (1:1.588)
Comprimento (m)	L	4.356	2.743
Dist. Max. perpendiculares (m)	L_{pp}	4.261	2.683
Raio máximo (m)	R	0.254	0.160
Volume de deslocamento (m^3)	\forall	0.708	0.177
Superfície Molhada (m^2)	S	5.998	2.379

A.1.1 Parâmetros Físicos

Considerando o casco do AUV como um cilindro maciço, no seu CG, os momentos de inércia foram calculados pelas equações

$$I_x = \frac{1}{2}mr^2 \quad (\text{A.1})$$

$$I_y = I_z = \frac{1}{4}mr^2 + \frac{1}{12}ml^2 \quad (\text{A.2})$$

Dessa forma, a matriz de inércia calculada no centro de gravidade fica

$$I_{cg} = \begin{bmatrix} I_x & 0 & 0 \\ 0 & I_y & 0 \\ 0 & 0 & I_z \end{bmatrix}$$

As coordenadas de localização do centro geométrico CG e de flutuação CB estão definidas na Tabela 7.

Tabela 7 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações

$m = 177 \text{ kg}$	$l = 2.743 \text{ m}$	$\nabla = 0.177 \text{ m}^3$	$r = 0.160 \text{ m}$
$S = 2.379 \text{ m}^2$	$I_x = 2.26 \text{ Kgm}^2$	$I_y = 112.113 \text{ Kgm}^2$	$I_z = 112.113 \text{ Kgm}^2$

Tabela 8 – Parâmetros físicos do AUV utilizados nas simulações

$X_g = 0m$	$Y_g = 0m$	$Z_g = 0m$
$X_b = 0m$	$Y_b = 0m$	$Z_b = -0.125m$

A.2 Coeficientes de Massa Adicionada

Os coeficientes de massa adicionada para um esferoide prolato foram calculados a partir da teoria de faixas (40):

$$X_{\dot{u}} = -\frac{\alpha_0}{2 - \alpha_0} m$$

$$Y_{\dot{v}} = Z_{\dot{w}} = -\frac{\beta_0}{2 - \beta_0} m$$

$$K_{\dot{p}} = 0$$

$$N_{\dot{r}} = M_{\dot{q}} = -\frac{1}{5} \cdot \frac{(b^2 - a^2)(\alpha_0 - \beta_0)}{2(b^2 - a^2) + (b^2 + a^2)(\beta_0 - \alpha_0)}$$

onde $b = r$, $a = \frac{l}{2}$ e $m = \frac{4}{3}\rho\pi ab^2$. A excentricidade é dada por

$$e = \sqrt{1 - \left(\frac{b}{a}\right)^2}$$

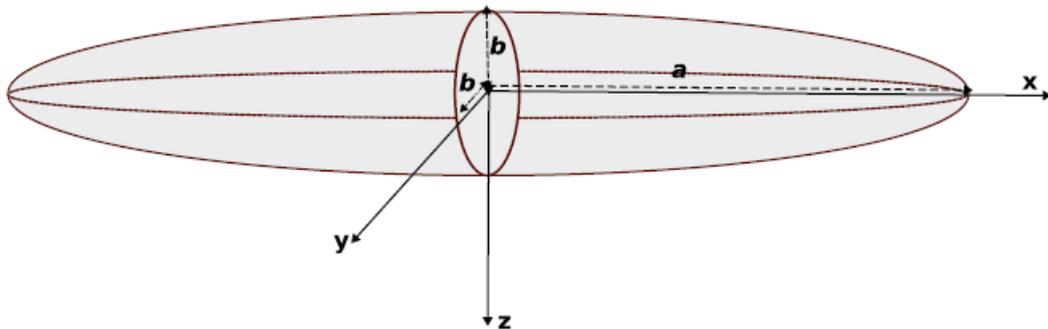


Figura 30 – Esferoide prolato

Já as constantes α_0 e β_0 são dadas por:

$$\begin{aligned}\alpha_0 &= \frac{2(1-e^2)}{e^3} \left(\frac{1}{2} \ln \frac{1+e}{1-e} - e \right) \\ \beta_0 &= \frac{1}{e^2} - \frac{1-e^2}{2e^3} \ln \frac{1+e}{1-e}\end{aligned}\tag{A.3}$$

Os coeficientes de massa adicionada adimensionais calculados são:

Tabela 9 – Coeficientes de massa adicionada

$X_{\dot{u}}$	-4.6562	$K_{\dot{p}}$	0
$Y_{\dot{v}}$	-168.1531	$M_{\dot{q}}$	-47.7237
$Z_{\dot{w}}$	-168.1531	$N_{\dot{r}}$	-47.7237

Todos os demais coeficientes são iguais a zero para o esferoide prolato considerando a localização dos eixos conforme a Figura 30.

APÊNDICE B – CÓDIGO FONTE DO MATLAB

B.1 Programa Principal

```

%% PILOTO AUTOMÁTICO DE DIREÇÃO DO AUV DARPA SUBOFF ML02
% Esse arquivo m-file simula o piloto automático de direção do AUV Darpa ML02
% Ref: Parâmetros geométricos - W. Barnack (Conem,2018)

clear
close all
clf
%% Parâmetros do ambiente
rho_water = 998;           %[Kg/m3] Densidade da água
g = 9.81;                 %[m/s2] Aceleração da gravidade
G = [0;0;g];
% Correntes oceânicas
Vx=0.5;                   %[m/s]
Vy=0;                     %[m/s]
% Variação Paramétrica
%offset=0*10/100;

%% Parâmetros do veículo
L = 2.743;                % [m] Comprimento do veículo
% V = 0.177;              % [m3] Volume deslocado
R = 0.16;                 % [m] Raio
m = 177 + offset*(177);  % [Kg] massa do veículo

%% Momentos de Inércia
Ix = 0.5*m*R^2;
Iy = 0.25*m*R^2 + (m*L^2)/12;
Iz = 0.25*m*R^2 + (m*L^2)/12;
I = [Ix 0 0;0 Iy 0;0 0 Iz];

%% Centro Geométrico
xg = 0;

```

```

yg = 0;
zg = 0;
rg = [xg;yg;zg];

%% Centro de fluabilidade
xb = 0;
yb = 0;
zb = 0.1;           % [m] 10 cm acima de zg
rb = -[xb;yb;zb];
%% Matriz de Inércia
% Massa Adicionada
X_dot_u = -4.65 + offset*(-4.65);
Y_dot_v = -168.15 + offset*(-168.15);
%Z_dot_w = -168.15;
%K_dot_p = 0;
%M_dot_q = -47.72;
N_dot_r = -47.72 + offset*(-47.72);
Xprop = 0.9;

M = [m-X_dot_u 0 0;0 m-Y_dot_v 0;0 0 Iz-N_dot_r]; % M = Mrb+Ma
m11 = m-X_dot_u;
m22 = m-Y_dot_v;
m33 = Iz-N_dot_r;
%% Matriz Centripeta Coriolis
nu_r = [1 0 0]';           % v = [u v psi]'

Crb = [0 0 -m*nu_r(2);...
0 0 m*nu_r(1);...
m*nu_r(2) -m*nu_r(1) 0];
Ca = [0 0 Y_dot_v*nu_r(2);...
0 0 -X_dot_u*nu_r(1);...
-Y_dot_v*nu_r(2) X_dot_u*nu_r(1) 0];
C = (Crb + Ca);

% Matriz de amortecimento linear
DL = [Xu 0 0;0 Yv 0;0 0 Nr];
% Matriz de amortecimento quadrática
DQ = [Xuu 0 0;0 Yvv 0;0 0 Nrr];
D = DL + 0*DQ;

```

```

%% Matrizes de Amortecimento
% Linear [Kg.m2/s]           Quadrático [Kg.m2]
Xu = -70/5 + offset*(-14);   Xuu = -100/5;
Yv = -100+ offset*(-100);   Yvv = -200;
Zw = -100;                   Zww = -200;
Kp = 0;                       Kpp = 0;
Mq = -50;                     Mqq = -100;
Nr = -30 + offset*(-30); ;   Nrr = -100;
Nv = -25;

%% *****
%                               Projeto de Controle
% *****
% sig = h1(v) + h2(r) + h3(yaw - yaw_d)

M2 = [M(2,2) 0;0 M(3,3)];      % [v r]'
C2 = [0 C(2,3);C(3,2) 0];
D2 = [D(2,2) 0;0 D(3,3)];
E = C2 + D2;
A2 = -M2\E;
b1 = 2*0.4152; b2 = 2*-0.1525;

% Variaveis utilizadas no Simulink
a11 = A2(1,1);
a12 = A2(1,2);
a21 = A2(2,1);
a22 = A2(2,2);
% Inclusão do terceiro estado psi : [v r psi]
A3 = [A2 [0;0];0 1 0];
B3 = [b1 b2 0]'; C3 = [0 0 1]; D3 = 0;
Polos = [0 -.5 -3];

K = place(A3,B3,Polos);
Ac = A3 - B3*K;
[V,Q]=eig(Ac');                % Decomposição com autovalores
h=V(:,3);                       % Autovetor correspondente a autovalor 0;

[num, den]=ss2tf(A3,B3,C3,D3);
z=roots(num);
p=roots(den);

```

```

% Ganhos da superfície
S1 = 1;
S2 = h(1);           % v
S3 = h(2);           % r
S4 = h(3);           % psi
eta1 = 0.2;
eta2 = 0.3;
Phi = 0.4;

% Variáveis Auxiliares
DD2 = S2*b1 + S3*b2;
NN1 = S2*a11 + S3*a21;
NN2 = S4 + S3*a22 + S2*a12;
K1 = NN1/DD2;
K2 = NN2/DD2;

%*****
%                               Gerador de Trajetória
%*****

% Condições Iniciais no Simulink
v_o = 0;
r_o = 0;
psi_o = deg2rad(0);           % graus
X0 = 20;
Y0 = 20;
r = 4;                         % [m]
erros_SNI = 2;                 % 1-com erros; 2-sem erros
sat_r = 1*15;                 % [°/s]

%% Seleciona a trajetória desejada a partir da função wp.m

sel_traj = 1;                   % opções [1 - 4]
[waypoints, x_min, x_max, y_min, y_max, No_track] = wp(sel_traj);

%% Gráfico da trajetória
figure(1)
axis([x_min,x_max,y_min,y_max])
axis square

```

```
xlabel('X (m)')
ylabel('Y (m)')
grid on
hold on
% Mostra os waypoints da trajetória
for ss=1:No_track
plot(waypoints(ss,1),waypoints(ss,2),'ro')
end

%% Gerador de trajetoria

tstep = 0.1;

for i=1:No_track
wpt.pos.x(i)=waypoints(i,1);
wpt.pos.y(i)=waypoints(i,2);
end

SegLen=zeros(1,No_track);
psi_track=zeros(1,No_track);
for j=2:No_track
SegLen(j) = sqrt((wpt.pos.x(j)-wpt.pos.x(j-1))^2+(wpt.pos.y(j)-wpt.pos.y(j-1))^2);
psi_track(j) = atan2(wpt.pos.y(j)-wpt.pos.y(j-1),wpt.pos.x(j)-wpt.pos.x(j-1));
end

wpt.time = zeros(1,No_track);
wpt.time(1)=SegLen(1);
for i=2:No_track
wpt.time(i)=wpt.time(i-1) + SegLen(i);
end

t=0:max(wpt.time);

if sel_traj==4 || sel_traj==5
x_p = spline(wpt.time,wpt.pos.x,t);
y_p = spline(wpt.time,wpt.pos.y,t);
else
x_p = pchip(wpt.time,wpt.pos.x,t);
y_p = pchip(wpt.time,wpt.pos.y,t);
end
```

```

plot(x_p,y_p,'b','LineWidth',2)
title('Trajetória Gerada');

% Calcula o psi_track_c para cada trajetória
switch sel_traj
case 1
psi_track_c = psi_track(2)*ones(1,floor(SegLen(2)));
for j=3:No_track
psi_track_c = [psi_track_c,psi_track(j)*ones(1,floor(SegLen(j)))]];
end
case 4
psi_track_c=-3:.05:3;
otherwise
psi_track_c = pchip(wpt.time,psi_track,t);
end
t2 = 0:(length(psi_track_c)-1);

% Gráfico da Heading x Tempo
figure(2)
plot(t2,psi_track_c*180/pi,'k','LineWidth',2);
grid
title('Variação de heading durante a trajetória');
ylabel('Heading (Graus)');
xlabel('Tempo (s)');
tsim = length(psi_track_c);
psi_d=[t2',psi_track_c'];

%% Simulação no Simulink
sim('darpa_3DOF')
% Rastreamento da Trajetória
figure(3)
plot(x_p,y_p,'r','LineWidth',3)
xlabel('X (m)') ylabel('Y (m)') axis([x_min,x_max,y_min,y_max])
axis square
grid
s = animatedline('Color','b','LineWidth',2);
for i=1:4:length(X)
addpoints(s,X(i),Y(i))
drawnow update

```

```
pause(0.01)
end
```

B.2 Função wp.m

```
function [waypoints,x_min,x_max,y_min,y_max] = wp(i)

switch i
case 1
waypoints = [20,20,0; ... % Initial position
40,20,0; ...
40,50,0; ...
60,50,0; ...
60,20,0; ...
80,20,0; ...
80,50,0];
x_min=0;x_max=100;y_min=0;y_max=70;

case 2
waypoints = [0,0,0; ... % Initial position
20,10,0; ...
0,40,0; ...
10,50,0; ...
30,50,0; ...
35,40,0; ...
30,30,0];
x_min=-10;x_max=40;y_min=-10;y_max=60;

case 3
% Saturação do leme em [25-48]s ajustado p +/-0.4 rad
waypoints = [0,0,0; ... % Initial position
20,10,0; ...
20,20,0; ...
40,20,0; ...
40,40,0; ...
50,20,0; ...
60,0,0];
x_min=-10;x_max=70;y_min=-10;y_max=70;
```

```

case 4                                % trajetória circular com R=20m
R=20;
x_min=-R-10;x_max=R+10;y_min=-R-10;y_max=R+10;No_track=12;
waypoints = circulo(No_track,R);
    
```

B.3 circulo.m

```

function [output] = circulo(N_Way,R)
th=2*pi/(N_Way-1);

P0 = [R*cos(1*th),R*sin(1*th)];

T=[cos(th) sin(th);-sin(th) cos(th)];
P = T*P0';
for i=2:N_Way+1
P(:,i)=T*P(:,i-1);
end
P=P';
waypoints=[P(:,1),P(:,2),zeros(N_Way+1,1)];
output=waypoints;
end
    
```

B.4 Diagramas do Simulink

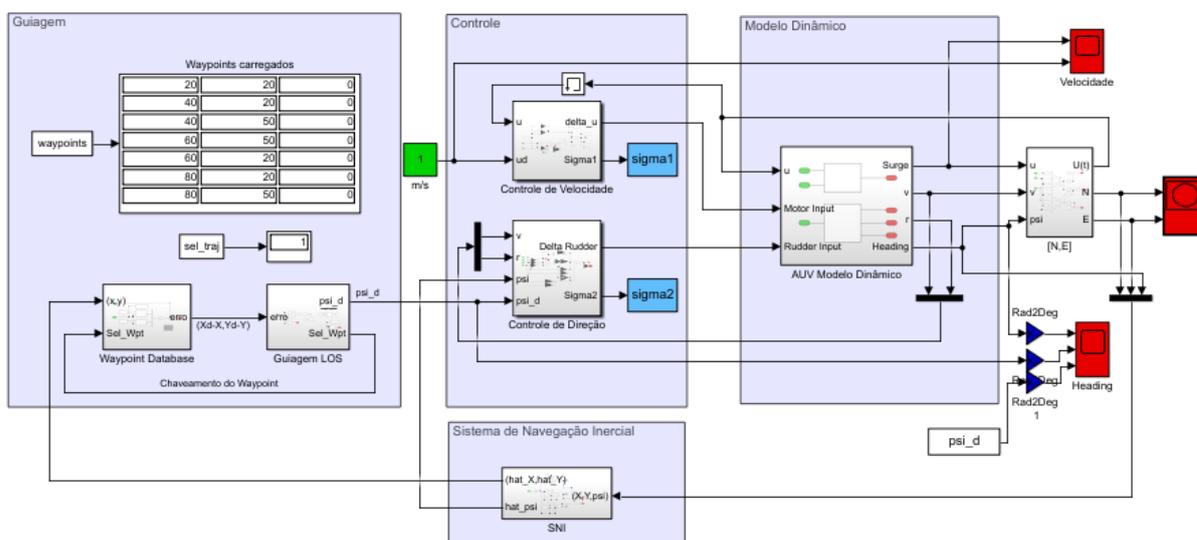


Figura 31 – Diagrama geral.

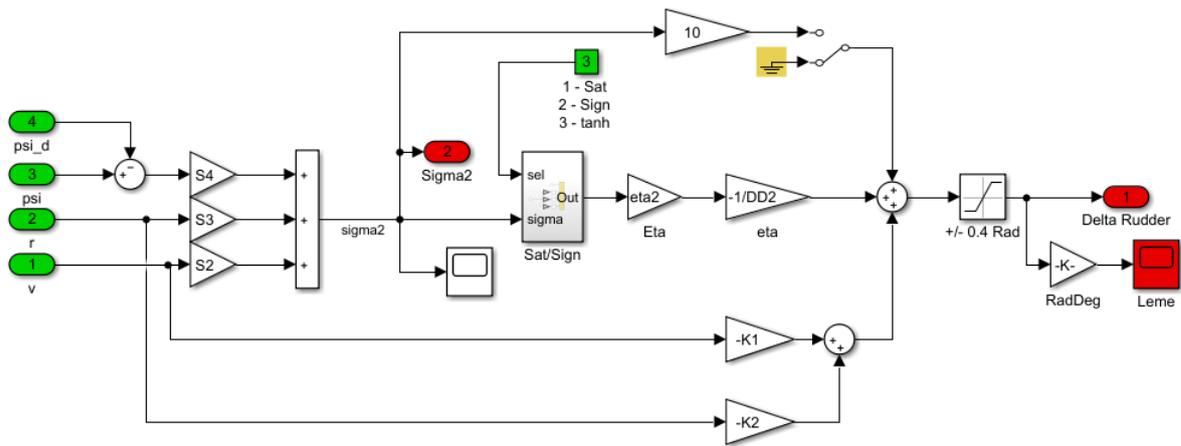


Figura 32 – Controle de direção.

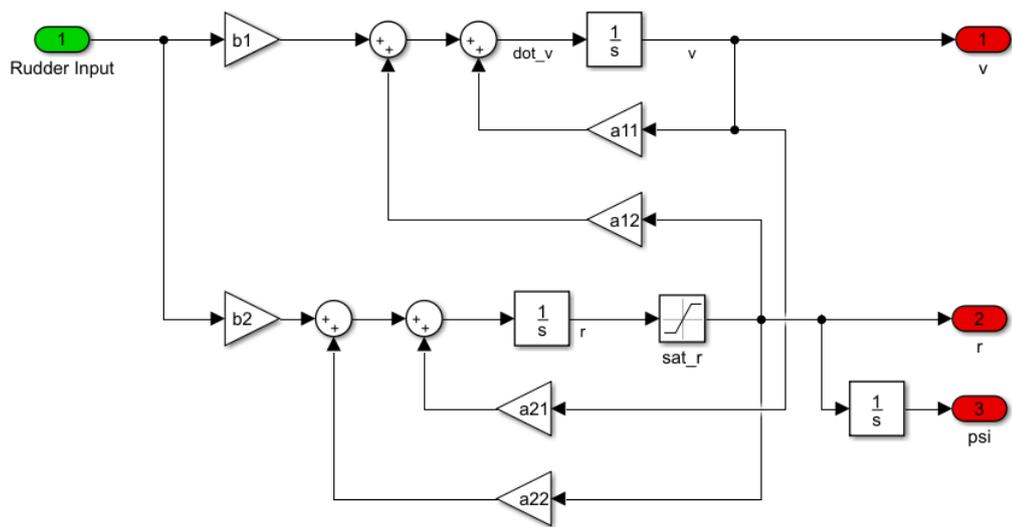


Figura 33 – Modelo dinâmico do plano lateral.

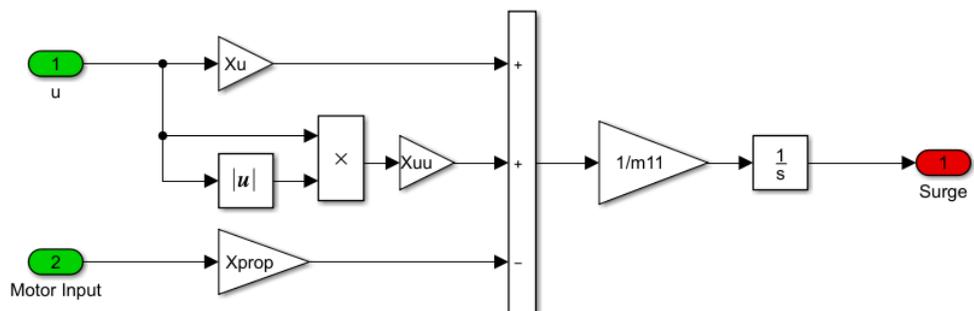


Figura 34 – Modelo dinâmico para surge.

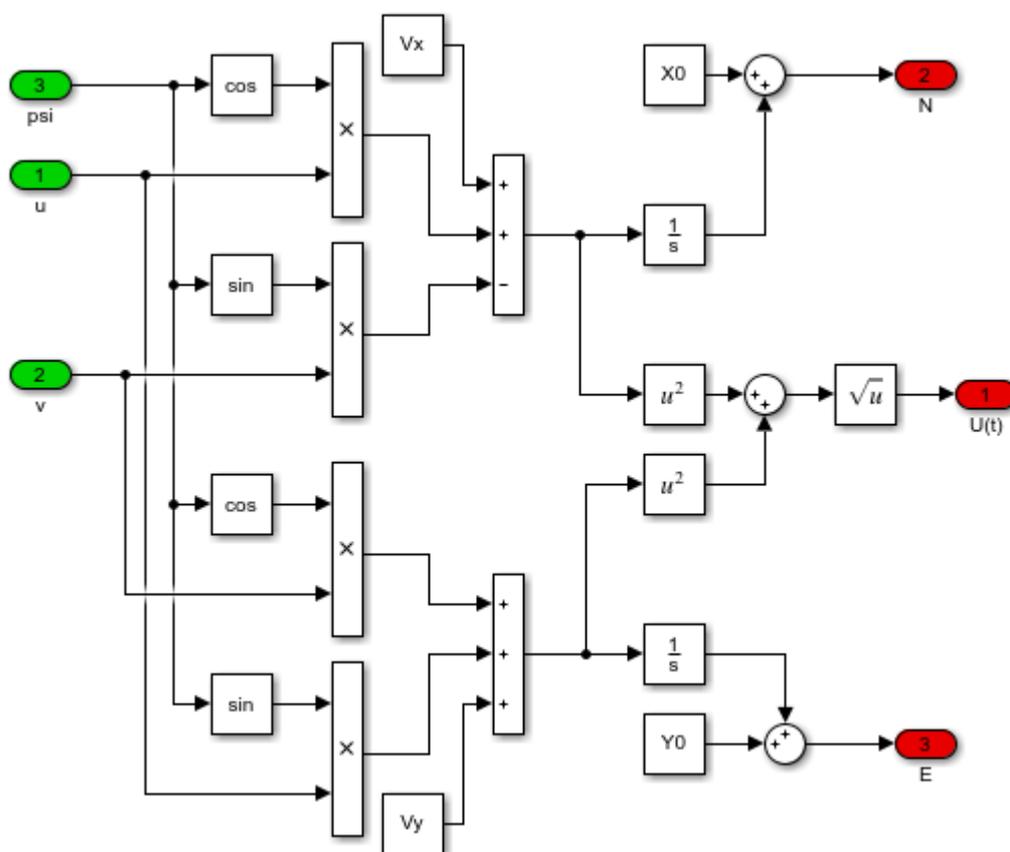


Figura 35 – Módulo [N,E].

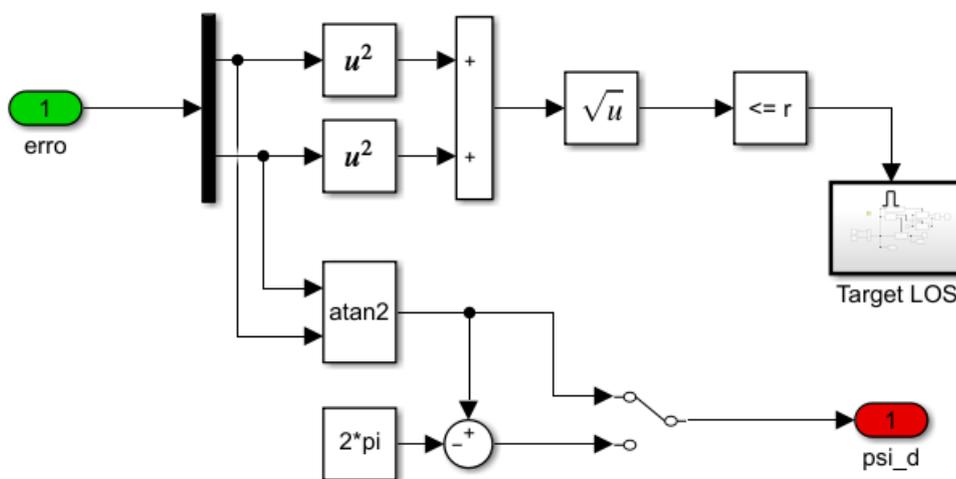


Figura 36 – Guiagem LOS.

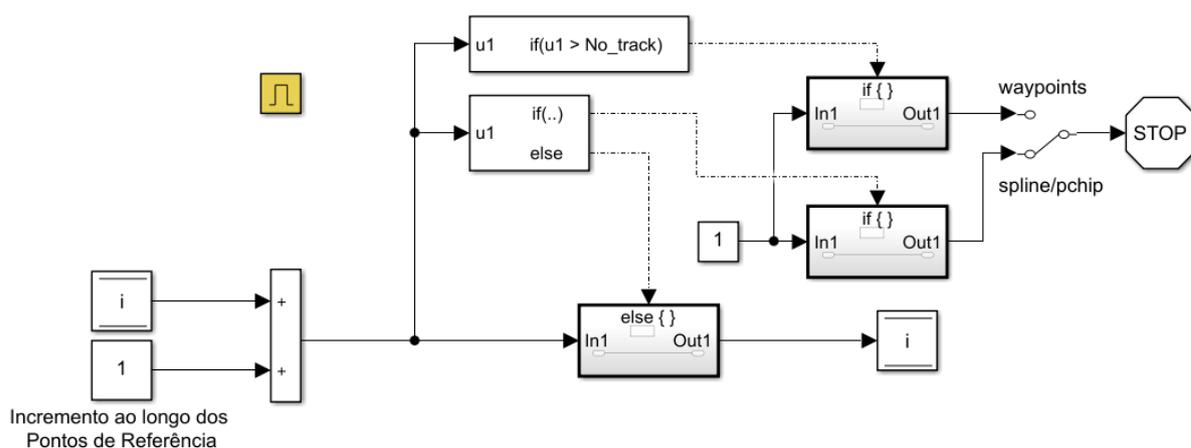


Figura 37 – Target LOS.

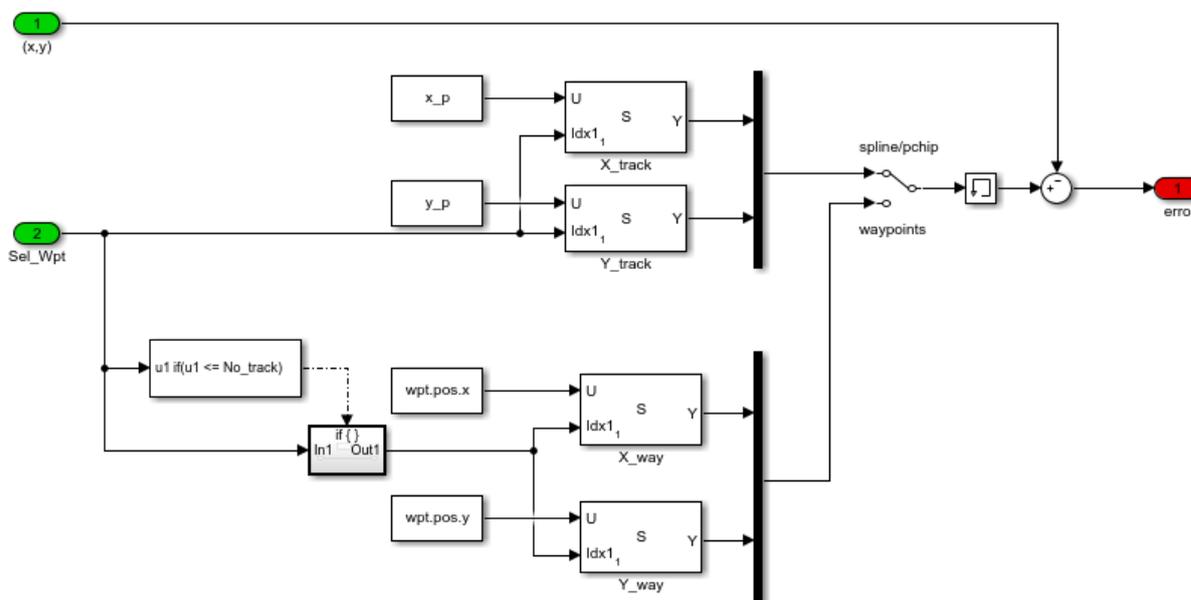


Figura 38 – Banco de dados de waypoints.

APÊNDICE C – BARBALAT'S LEMMA

Se a função diferenciável $f(t)$ tem um limite finito com $t \rightarrow \infty$, e se \dot{f} é uniformemente contínua, então $\dot{f}(t) \rightarrow 0$ quando $t \rightarrow \infty$ (2).